

Förderkennzeichen: 03ET1649 A/B

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

EnOB: Energieoptimierte Gebäude und Quartiere - dezentrale und solare Energieversorgung

Erarbeitung wissenschaftlich begründeter Bewertungskriterien und Implementierung eines Nachweisverfahrens für die schadenfreie energetische Bestandssanierung und Neubauplanung (NaVe)

Abschlussbericht

Laufzeit 1.2.2019 bis 31.12.2022

Zuwendungsempfänger

Fraunhofer-Gesellschaft e.V.,
Fraunhofer-Institut für Bauphysik IBP, Holzkirchen
(Akronym: IBP)

Projektleiter

Dr. Daniel Zirkelbach (IBP)

TU Dresden, Institut für Bauklimatik (Akronym: IBK)

Prof. Dr.-Ing. John Grunewald (IBK)

Berichterstatter

Fraunhofer-Institut für Bauphysik
TU Dresden, Institut für Bauklimatik

Autoren

Dr. Christian Bludau, Prof. Dr. Hartwig Künzel, Dr. Eleonora Marra, Eri Tanaka,
Dr. Daniel Zirkelbach (IBP)

Hauke Hirsch, Rüdiger Heyn, Prof. Dr. John Grunewald, Hans Petzold (IBK)

Dresden und Holzkirchen, 24.08.2023

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

1 INHALT

1	Inhalt	2
2	Executive Summary – Das Wichtigste in Kürze	6
3	Formale Angaben	7
3.1	Copyright	7
3.2	Danksagung	7
4	Projektbeschreibung	8
4.1	Motivation des Vorhabens und Bezug zu den förderpolitischen Zielen	8
4.2	Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele	9
5	wissenschaftlich-technische Ergebnisse	11
5.1	Definition und Auftreten von Schadensmechanismen, Bewertung der Relevanz (IBP / TUD)	11
5.1.1	Konzeption und Durchführung einer Anwenderumfrage zu Schadensmechanismen und hygrothermischer Simulation	11
5.1.1.1	Design und Durchführung der Umfrage	11
5.1.1.2	Teilnehmercharakteristik	12
5.1.1.3	Hygrothermische Simulationswerkzeuge	14
5.1.1.4	Schadensphänomene	14
5.1.1.5	Beurteilung der Simulationswerkzeuge	15
5.1.1.6	Textantworten zum Verbesserungsbedarf	16
5.1.1.7	Interpretation der Ergebnisse	18
5.1.2	Ergänzende Literaturrecherchen und Auswertung der Normen und Richtlinien	19
5.1.2.1	Frostschädigungen	19
5.1.2.2	Holzfäule	20
5.1.2.3	Korrosion	21
5.1.2.4	Tauwasser	21
5.1.3	Bewertung der Relevanz zusätzlicher Schadensmechanismen	21
5.2	Frostschädigung von Mauerwerk (TUD)	23
5.2.1	Bestimmung der hygrothermischen Eigenschaften und Festigkeiten der Wandbildner	23
5.2.2	Entwicklung eines Versuchsaufbaus zur Bestimmung des Materialversagens infolge von Frost	26
5.2.2.1	Versuchsaufbau und Verfahren	26
5.2.3	Zusammenführung der Ergebnisse und Bestimmung konservativer Versagenskriterien	29
5.2.4	Kalibrierung der simulationsbasierten Vorhersage von Frost-Tau-Wechseln und Eisbildungsprozessen	31
5.2.4.1	Messungen mit Time Domain Reflectometry	31
5.2.4.2	Experimenteller Aufbau des Validierungsexperiments	32
5.2.5	Überführung der Ergebnisse in ein simulationsbasiertes Bewertungskriterium für Frostschäden	37

5.2.5.1	Gefriergrenze	38
5.2.5.2	Prozessrichtungen der Kondensation und Eisbildung	39
5.2.5.3	Integrale Frost-Tau-Zyklen (CDF-Test)	40
5.2.5.4	Diskrete Frost-Tau-Zyklen	41
5.2.5.5	Erstellung einer Materialcharakteristik	43
5.2.5.6	Auswertung der Simulation	44
5.3	Metallkorrosion in mineralischen Baustoffen (IBP)	47
5.3.1	Literaturlauswertung Grundlagen der Korrosion in Beton	47
5.3.1.1	Einflussfaktoren auf das Korrosionsverhalten von Stahl in karbonatisiertem Beton und Mörtel	52
5.3.1.2	Zusammenfassung der Ergebnisse der Literaturlauswertung	76
5.3.1.3	Erkenntnisse zur Weiterentwicklung des Korrosionsmodells	80
5.3.2	Instationäres Korrosionsmodell WUFI® Corr	81
5.3.2.1	Zugrundeliegende Laboruntersuchungen	81
5.3.2.2	Berechnungsmodell	82
5.3.2.3	Beurteilung der Berechnungsergebnisse	85
5.3.2.4	Validierung	87
5.3.2.5	Grenzen des Modells	88
5.3.3	Validierung des Korrosionsmodells anhand von Feldversuchen aus der Literatur	89
5.3.3.1	Feldversuche von Tottori	89
5.3.3.2	Feldversuchs von Matsubayashi	107
5.3.3.3	Zusammenfassung der Validierungsergebnisse	130
5.3.4	Bewertungsverfahren für das Korrosionsrisiko in mineralischen Baustoffen	131
5.3.5	Mögliche Beeinflussung der Korrosion durch Schutzmaßnahmen	135
5.3.5.1	Regendichter Anstrich	138
5.3.5.2	Zusätzliche Dämmschicht	143
5.3.5.3	Beurteilung der Maßnahmen / Fazit	146
5.3.6	Zusammenfassung	147
5.4	Schädigung und Festigkeitsverlust von Holz und Holzwerkstoffen (IBP)	149
5.4.1	Ausgangssituation	149
5.4.1.1	Stationäre Bewertungskriterien	149
5.4.1.2	Instationäre Bewertungsmodelle	150
5.4.1.3	Offene Fragen / Ziele	154
5.4.2	Methodik und Konzeptionierung der Versuche	155
5.4.2.1	Untersuchungsmethodik	155
5.4.2.2	Art der Sterilisierung	158
5.4.2.3	Art der Beimpfung	159
5.4.2.4	Geeignete Letalbedingungen	162
5.4.3	Durchführung und Ergebnis der Laborversuche	164
5.4.3.1	Übersicht über die finalen Versuchsszenarien	164
5.4.3.2	Szenario Kurzfristige Feuchtewechsel	165
5.4.3.3	Szenario Langfristige Feuchtewechsel	170
5.4.3.4	Szenario Letal	173
5.4.3.5	Zusammenfassende szenarioübergreifende Beobachtungen	175

5.4.4	Weiterentwicklung des instationären Prognosemodells	177
5.4.4.1	Grenzkurve LID und Zunahme der Abbaugeschwindigkeit	178
5.4.4.2	Berücksichtigung der „Initiationsphase“	179
5.4.4.3	Kalibrierung und Validierung des Prognosemodells	180
5.4.5	Ampelschema für die Holzfäule-Prognose	194
5.4.6	Zusammenfassung	195
5.5	Rückhaltevermögen für Tauwasser bzw. Kondensat an Oberflächen und in Grenzschichtbereichen (IBP)	197
5.5.1	Einleitung	197
5.5.1.1	Problematik	197
5.5.1.2	Ziele	197
5.5.2	Laborversuche und ermittelte Rückhaltmengen	197
5.5.2.1	Methodik	197
5.5.2.2	Tauwasserrückhaltung an freien Oberflächen	199
5.5.2.3	Tauwasserrückhaltung an Grenzflächen mit Faserdämmung	202
5.5.3	Bewertung und Vorschläge für Grenzwerte an freien Oberflächen	207
5.5.4	Bewertung und Vorschläge für Grenzwerte an Oberflächen mit Faserdämmung	208
5.5.4.1	Einfluss der Saugfähigkeit	208
5.5.4.2	Einfluss des Sorptionsfeuchteniveaus	211
5.5.4.3	Ableitung untergrund- und materialspezifischer Grenzwerte	212
5.5.5	Überprüfung durch Nachberechnung der Laborversuche	214
5.5.5.1	Nicht saugfähige Dämmstoffe	214
5.5.5.2	Saugfähige Dämmstoffe	217
5.5.6	Zusammenfassung und Auswerteschema	219
5.6	Standardisierte hygrothermische Materialcharakterisierung (TUD)	222
5.6.1	Laborversuche zur hygrothermischen Charakterisierung von Baustoffen	222
5.6.2	Evaluierung der Herangehensweisen bei der Funktionalisierung und effizientere Materialcharakterisierung	227
5.6.3	Ergänzende Versuchsaufbauten	229
5.6.3.1	Vorbereitung der Proben	229
5.6.3.2	Versuchsaufbau	230
5.6.3.3	Messung der Feuchteprofile mit NMR	235
5.6.3.4	Einfluss auf die Materialcharakterisierung	236
5.6.4	Revision und Validierung der Auswerte- und Kalibrierungsverfahren	238
5.6.4.1	Funktionsansätze für Feuchtespeicher- und Transportfunktionen	239
5.6.4.2	Bestimmung der Feuchtespeicher- und Transportfunktionen	242
5.6.5	Entwicklung einer Methode zur Konvertierung zwischen den Programmen	245
5.6.5.1	Umrechnung von skalaren Materialparametern	245
5.6.5.2	Umrechnung von Materialfunktionen	245
5.7	Erarbeitung neuer Auswertungsverfahren (IBP / TUD)	248
5.7.1	Verfügbare-Bewertungskriterien (IBP)	248
5.7.1.1	Einzelbewertung Gesamtwassergehalt (nur qualitativ)	248
5.7.1.2	Einzelbewertung Feuchtegehalte in den Materialien	248
5.7.1.3	Erhöhte Transmissionswärmeverluste	249

5.7.1.4	Schimmel	250
5.7.2	Entwicklung von Bewertungskriterien und Überführung in praxisgerechte Ampelschemata (IBP)	251
5.7.2.1	Frostschädigung	254
5.7.2.2	Metallkorrosion	255
5.7.2.3	Holzschädigung	256
5.7.2.4	Rückhaltevermögen von Tauwasser	257
5.7.3	Gesamtbewertung auf Basis der Einzelbewertungen (IBP / TUD)	258
5.8	Implementierung und Einführung in die Praxis (TUD / IBP)	260
6	Verwertung der Ergebnisse	261
6.1	Praktische Verwertung	261
6.2	Wissenschaftliche Anschlussmöglichkeiten	262
6.3	Veröffentlichungen der Partner in der Projektlaufzeit	263
7	Literaturverzeichnis	265

2 EXECUTIVE SUMMARY – DAS WICHTIGSTE IN KÜRZE

Die thermische Sanierung von neuen und bestehenden Gebäuden ist ein Hauptbestandteil der Energiewende in Deutschland und Europa. Sie zieht in vielen Fällen eine höhere Beanspruchung der Bauteile und Materialien nach sich, auf die Hersteller mit neuen, effizienten aber auch komplexen Lösungen reagieren, um Schäden vorzubeugen. Eine fachgerechte Planung stellt deshalb zukünftig immer höhere Anforderungen an die Planer und damit auch an die Planungswerkzeuge.

Hygrothermische Simulationen gewinnen bei der feuchtetechnischen Bemessung von Baukonstruktionen immer größere Bedeutung, da die Schadensmechanismen komplex sind. Es fehlen aber verbindliche, allgemeine und nachvollziehbare Vorschriften, wie simulative Nachweise bezüglich der relevanten Schadensmechanismen durchzuführen sind. Vor allem die Bewertung der Simulationsergebnisse stellt Praktiker immer wieder vor große Herausforderungen. Klare Nachweisverfahren für die verschiedenen Schadensmechanismen auf verschiedenen Genauigkeitslevels vom einfachen Feuchtegrenzwert bis zum instationären Bewertungsmodell sollen die Bewertung der wichtigsten Kriterien künftig vereinfachen.

In einer umfangreichen Nutzerumfrage wurden die Anwender hygrothermischer Simulationsverfahren befragt, welche Schäden aus ihrer Sicht die größte Relevanz haben, wo sie noch Forschungsbedarf sehen, um die Anwendung hygrothermischer Simulationen einfacher und sicherer zu gestalten.

Weiterhin wurden die als besonders wichtig identifizierten Schadensmechanismen, für die bisher nur unzureichende Bewertungsmöglichkeiten zur Verfügung standen, detailliert untersucht. Für die Schadensmechanismen:

- Frostschädigung
- Metallkorrosion
- Holzfäule
- Tauwasserbildung

wurden jeweils Kriterien und Bewertungsschemata entwickelt, um eine klare und abgestufte Bewertung der Ergebnisse vom einfachen Feuchtegrenzwert bis hin zum instationären Prognosemodell zur Verfügung zu stellen.

Auch eine standardisierte hygrothermische Materialdatencharakterisierung wurde erarbeitet, auf deren Basis die Materialdaten für die gängigen hygrothermischen Simulationsmodelle Delphin und WUFI ermittelt und bei Bedarf auch von einem Modell ins andere transferiert werden können.

Die Ergebnisse werden in den kommenden Jahren in die einschlägigen Merkblätter und Normen eingebracht.

3 FORMALE ANGABEN

3.1 Copyright

Die Urheberrechte dieses Dokuments und all seiner Anlagen liegen bei den Zuwendungsempfängern.

3.2 Danksagung

Wir danken dem Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK) für die finanzielle Förderung der Arbeiten im Rahmen des Forschungsvorhabens (FKZ 03 ET 1649 A/B).

Unser Dank gilt auch dem Projektträger Jülich für die stets hilfreiche fachliche und administrative Betreuung des Vorhabens.

Ebenso danken wir den Mitarbeitenden der beteiligten Institutionen sowie allen Studierenden, die im Rahmen ihrer Tätigkeiten zum Erfolg des Vorhabens beigetragen haben.

4 PROJEKTDESCHEIBUNG

4.1 Motivation des Vorhabens und Bezug zu den förderpolitischen Zielen

Der Bausektor spielt in der aktuellen Thematik des Ressourcenverbrauchs und der Transformation des deutschen Energiesystems eine bedeutende Rolle. Für die Gebäudeheizung im Winter und zunehmend für die Kühlung im Sommer wird der mit Abstand größte Betrag an Primärenergie eingesetzt. An die Sanierung im Bestand werden dabei hohe energetische Anforderungen gestellt, die durch die Prinzipien der Nachhaltigkeit, Dauerhaftigkeit und Wirtschaftlichkeit bestimmt werden. Der Einsatz erneuerbarer Energien wird hier zunehmend zur Standardforderung werden.

Eine wichtige Voraussetzung für die dafür notwendigen geringen Vorlauftemperaturen ist die thermische Aufwertung der Gebäudehülle. Diese stellt neben innovativer Versorgungstechnik, die in der Lage ist, erneuerbare Quellen zu nutzen und entsprechend des reduzierten Heizbedarfs dimensioniert ist, die wichtigste Maßnahme in Sanierungskonzepten dar.

Die nachträgliche Dämmung der Außenwände und die Dämmung von Dächern und Kellerdecken kann mit wenigen Ausnahmen grundsätzlich in der Breite der Bestandsgebäude umgesetzt werden. Viele Gebäude, bei denen keine Außendämmung möglich ist, können mit Innendämmung nachhaltig und schadensfrei bei gleichzeitiger Verbesserung des thermischen Wohnkomforts saniert werden. Diese Maßnahmen besitzen ein hohes Energieeinsparpotential, welches noch zu großen Teilen unerschlossen ist. Die Transmissionswärmeverluste über die Gebäudehülle lassen sich je nach Gebäudetyp um 50-80 % reduzieren, wodurch sich erst die Möglichkeit einer sinnvollen und effizienten Nutzung von Umweltwärme und -kälte ergibt.

Für die Hersteller von Bau- und Dämmstoffen ist die energetische Sanierung von Gebäuden ein wichtiger Markt. Um an diesem Markt teilhaben und bestehen zu können, entwickeln die Hersteller fortwährend neue Dämmsysteme, die effizienter und vielfältiger, aber damit auch komplexer und zum Teil schadensanfälliger werden. Die fachgerechte Planung stellt deshalb zukünftig immer höhere Anforderungen an die Planer und damit auch an die Planungswerkzeuge.

Im Bereich der Baukonstruktionen sind in diesem Kontext hauptsächlich die folgenden Schädigungsmechanismen relevant:

Inneres Kondensat und ggf. ablaufendes Tauwasser,

Zerstörung von Holz durch Pilzbefall,

Korrosion von Stahlbauteilen in Beton und anderen mineralischen Baustoffen,

Risse durch Quell- und Schwindvorgänge, bzw. spannungs- oder bewegungsbedingte Schäden an Konstruktionen durch starke Feuchtewechsel,

Kondensat oder Schimmel an Rauminnenoberflächen bzw. Algen auf der Fassade,

Schäden durch Salzkristallisation und

Frostschäden infolge von Eisbildung.

Obwohl der Einsatz von Simulationen in Normen bereits einen größeren Stellenwert einnimmt, fehlen verbindliche, allgemeine und nachvollziehbare Vorschriften, wie Nachweise bezüglich der genannten Schadensmechanismen durchzuführen sind. Anwender sind deshalb teilweise mit der Durchführung der Simulationen, vor allem aber mit der Interpretation und Einordnung der Simulationsergebnisse überfordert. Ingenieuren und Planern fällt es dabei aus den folgenden Gründen zunehmend schwer, die Wirkmechanismen immer neuer Systeme einzuschätzen:

Es fehlt eine verständliche und vereinheitlichte Form der Darstellung der Ergebnisse für die Kommunikation zwischen Planern/Bauherren und Handwerkern.

Die wenigen vorhandenen wärme- und feuchtetechnischen Grenzwerte behandeln die meisten der genannten Schadensmechanismen nicht oder nur indirekt.

Der Wissenstransfer in die Breite der Planungspraxis fand somit bisher noch nicht ausreichend statt.

4.2 Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele

Das wissenschaftlich-technische Hauptziel des Projektes besteht in der Erarbeitung eines wissenschaftlich begründeten und auf zeitlich-räumlich hochauflösenden Analysen basierenden Nachweisverfahrens für die wesentlichen der o.g. Schadensmechanismen zur Anwendung in der Planungspraxis. Das Verfahren soll Simulationsergebnisse der Softwarepakete DELPHIN als auch WUFI in Verbindung mit Messwerten von Laborexperimenten oder Monitoringprojekten einbeziehen.

Planern und Ingenieuren werden damit Mittel an die Hand gegeben, um Bewertungswerkzeuge aus der Wissenschaft zielführend einzusetzen. Damit werden sichere Lösungen in der Breite gefördert, wodurch ein Beitrag zur schadensfreien Energieeffizienz in Neu- und Altbau in Deutschland geleistet wird.

DELPHIN und WUFI sind weltweit führende Werkzeuge auf ihrem Sektor. Der internationale Einsatz des gewonnenen Know-hows stärkt die technologische Vorreiterrolle Deutschlands und trägt zur besseren Umsetzung der Nachhaltigkeitsziele auf internationaler Ebene bei.

Zur Erreichung der Ziele werden Algorithmen zur Auswertung von Mess- oder Ergebnisdaten erarbeitet, sodass in der Planungspraxis neue Bewertungskriterien mit Grenzwerten zur Anwendung gebracht werden können. Für die Simulation solcher Fragestellungen werden im Rahmen des Projektes Vorschriften zur Erstellung der Modellabbildung, zu den klimatischen Randbedingungen und zur Festlegung der Ergebnisgrößen definiert.

Für bisher nicht durch Grenzwerte abgedeckte Schadensmechanismen müssen neue Bewertungskriterien und entsprechende neue Laborversuche entwickelt werden, die die vorhandenen Lücken adressieren. Die Basis dafür ist eine adäquate modellhafte Beschreibung der Materialeigenschaften.

In diesem Kontext soll für die Softwareprogramme DELPHIN und WUFI ein übergeordnetes Verfahren geschaffen werden, welches es erlaubt, die im Labor gemessenen Kennwerte in korrespondierende Materialcharakteristiken zu überführen, um die Möglichkeit des Austausches von Materialcharakteristiken zwischen DELPHIN und WUFI zu realisieren.

5 WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE ERGEBNISSE

5.1 Definition und Auftreten von Schadensmechanismen, Bewertung der Relevanz (TUD / IBP)

5.1.1 Konzeption und Durchführung einer Anwenderumfrage zu Schadensmechanismen und hygrothermischer Simulation

5.1.1.1 Design und Durchführung der Umfrage

In einer Umfrage konnten ca. 100 Nutzer und Nutzerinnen hygrothermischer Simulationssoftware zur Relevanz von Schadensmechanismen befragt werden. Dabei sollten sowohl praktische Erfahrungen als auch Bedenken, Unsicherheiten oder Nachbesserungswünsche erfragt werden. Die beiden Hauptziele waren,

1. die Sicht der Nutzenden auf Art, Häufigkeit und Relevanz von Schäden am Bau zu ermitteln,
2. den Forschungs- und Entwicklungsbedarf für hygrothermische Simulationen zu erfassen sowie
3. Hindernisse für die Akzeptanz und Anwendung von hygrothermischen Simulationen in der Baubranche zu erkennen und später adressieren zu können.

Die Bitte zum Ausfüllen der Umfrage wurde vom IBP und IBK vor allem über Emailverteiler und persönliche Kontakte verbreitet. Nachdem die Teilnahme zunächst nur gering war, wurden auch verschiedene Internetseiten, die WTA-Webseite, Newsletter und die Startseite der DELPHIN-Software genutzt.

Insgesamt wurden 121 Fragen (einschließlich Unterfragen) gestellt, die von 92 Teilnehmenden beantwortet wurden. Da keine Auswahl der Teilnahme nach statistischen Kriterien erfolgte, ist die Umfrage nicht im statistischen Sinne repräsentativ für das gesamte Berufsfeld der Bauphysik. Nicht alle Fragen wurden von allen Teilnehmenden beantwortet. Das kann unter Umständen zu einer Verzerrung der Ergebnisse führen. Die Ursachen dafür sind nicht bekannt; so kann z.B. die Frage für die jeweilige Person nicht relevant sein, die Antwort komplexer als die vorgegebenen Möglichkeiten, oder die Umfrage wurde nur partiell oder mit knappem Zeitbudget beantwortet. Die Antworten und die daraus gezogenen Schlüsse sollten also unter Berücksichtigung dieser Umstände bewertet werden. Fragen, bei denen die überwiegende Mehrzahl der Teilnehmer nicht geantwortet hat, sind nur eingeschränkt oder zum Teil nicht sinnvoll auswertbar und wurden daher nicht berücksichtigt.

Aus der Vielzahl der Fragen wurden für die Darstellung im Bericht aus Gründen der Übersichtlichkeit die aussagefähigsten ausgewählt.

Umfrage zur Anwendung hygrothermischer Simulationssoftware im Alltag

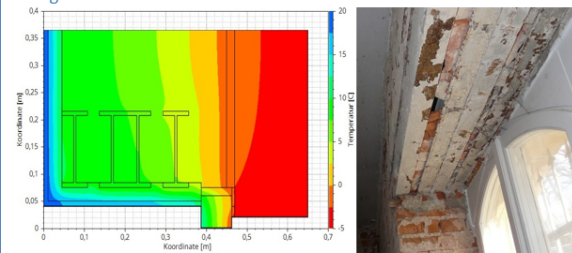


Abbildung 1: Hygrothermische Simulation eines Details am Fenstersturz

Sie kennen Schimmel, Wärmebrücken, Algen und Frostschäden aus Ihrer täglichen Planungs- und Baupraxis?

Als Nachweisverfahren dafür sind vereinfachte Methoden wie z.B. Wärmebrückenberechnungen oder das Glaserverfahren verfügbar. Zunehmend werden aber auch Simulationsprogramme wie WUFI oder DELPHIN angewendet.

Aus unserer Erfahrung bestehen für die Planer oft Unsicherheiten, welche Nachweise notwendig und sinnvoll sind, wie Simulationsrechnungen korrekt ausgewertet werden, aber auch bezüglich der Zuverlässigkeit der Eingabedaten und der Ergebnisse solcher Verfahren.

Um diese Unsicherheiten zu beseitigen, werden verschiedene Nachweisverfahren in einem aktuellen Forschungsprojekt untersucht, bewertet und weiterentwickelt. Beteiligt sind die TU Dresden mit dem Institut für Bauklimatik und das Fraunhofer-Institut für Bauphysik Holzkirchen.

Dabei ist uns der Bezug zur Praxis besonders wichtig. Deshalb bitten wir Sie um Ihren Input in einem Online-Fragebogen. Die Beantwortung der Fragen dauert etwa 5 bis 10 Minuten.

Unter folgendem Link gelangen Sie zur Umfrage:

<https://bildungsportal.sachsen.de/umfragen/limesurvey/index.php/437899?lang=de>

Unser Ziel ist es, die Vor- und Nachteile der gängigen Verfahren klarer herauszustellen und gegebenenfalls neue, praxisnahe Methoden auch für Schadensnachweise von Schimmel, Algen und Frost bereitzustellen.

Danke für Ihre Mitwirkung!

Abb. 5.1.1 Flyer zur Umfrage

5.1.1.2 Teilnehmercharakteristik

Betrachtet man die Angaben zum Tätigkeitsfeld (Abb. 5.1.2), so zeigt sich ein großer Anteil von in der Planungs- und Ausführungspraxis tätiger Personen. Der Anteil von Hochschulen und Forschungseinrichtungen ist mit 3 % gering.

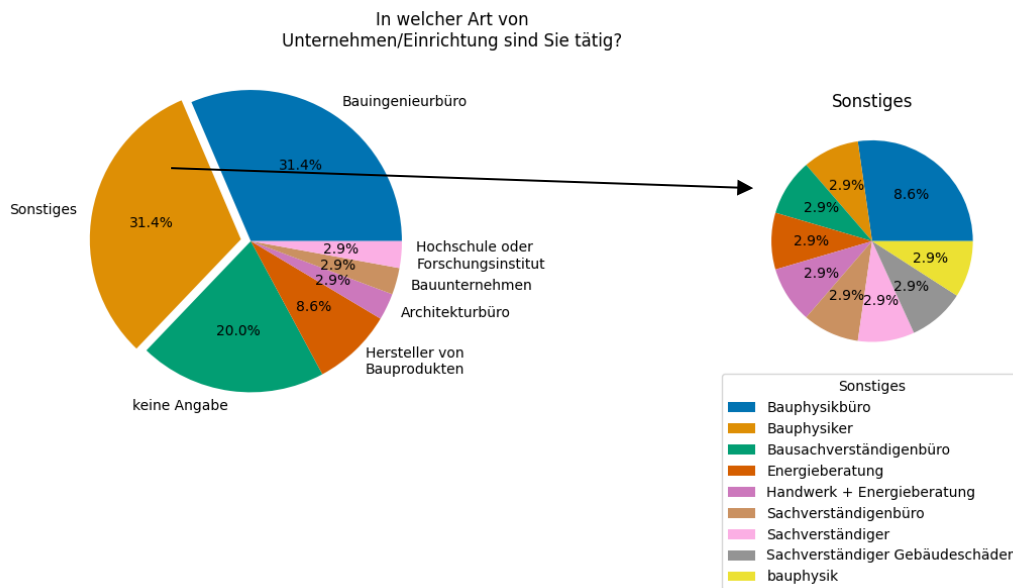


Abb. 5.1.2: Teilnehmerfeld der Umfrage. Der Anteil „Sonstiges“ ist rechts detailliert dargestellt.

Die Frage nach den Berührungspunkten mit hygrothermischer Simulation (s. Abb. 5.1.3) wurde zu 41 % nicht beantwortet. Der größte Anteil der antwortenden Teilnehmer führt selbst hygrothermische Simulationen durch (89 %) oder lässt sie von Dritten durchführen (6 %). Nur 2 % geben an, keine direkten Berührungspunkte mit derartigen Simulationen zu haben. Es ist anzunehmen, dass diese Personen im Weiteren vorrangig die Fragen zu den Schadensmechanismen beantwortet haben.

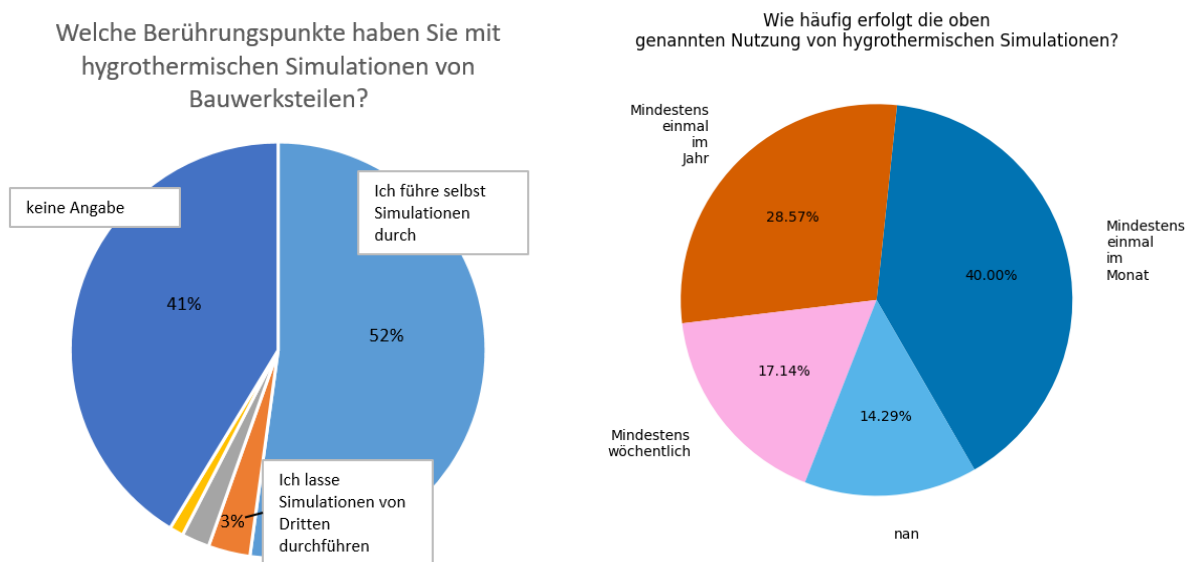


Abb. 5.1.3: Umfrageergebnisse zu Berührungspunkten und Häufigkeit der hygrothermischen Simulation

5.1.1.3 Hygrothermische Simulationswerkzeuge

Die hauptsächlichen Nutzungen von Simulationssoftware sind in Abb. 5.1.4 dargestellt. Wissenschaftliche Projekte und Optimierungsuntersuchungen sind in der Minderzahl, während praktische Planung, die Nachrechnung bestehender Konstruktionen und die Analyse von Schadensfällen die am häufigsten angegebenen Nutzungen der Simulationssoftware sind.

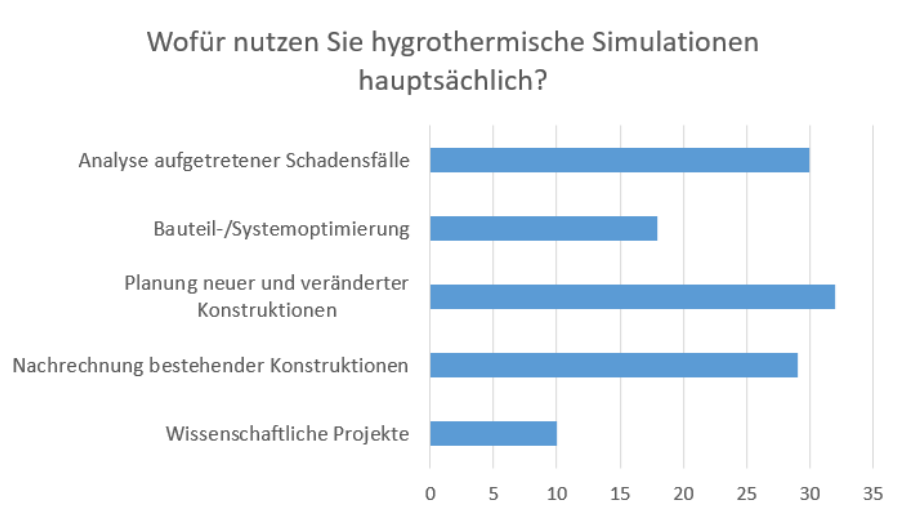


Abb. 5.1.4: Nutzungsbereiche hygrothermischer Simulationssoftware

Die Frage „Wie wichtig sind hygrothermische Simulationen bei Neubau- und bei Sanierungsprojekten?“ (Abb. 5.1.5) zeigt, dass Simulatonswerkzeuge für die Teilnehmenden ein wichtiges, teils unverzichtbares Werkzeug darstellt. Das trifft vor allem auf die Sanierung zu (untere Zeile).

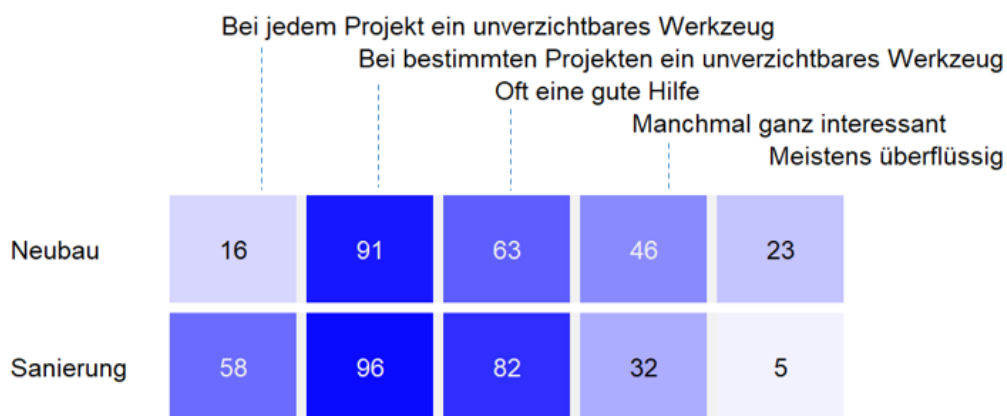


Abb. 5.1.5: Wichtigkeit und Relevanz von hygrothermischen Simulationen in Neubau und Sanierung

5.1.1.4 Schadensphänomene

Im Bereich der Schadensphänomene wurde nach Schadenshäufigkeit und der finanziellen Höhe der entsprechenden Schäden (qualitativ) gefragt (Abb. 5.1.6). Die größte Häufigkeit wurden

Schimmel und Holzschädigung zugeordnet, wobei Holzschädigung noch eine deutlich größere Schadenshöhe besitzt. Algen wurden ebenfalls als häufig eingestuft, allerdings mit deutlich geringerer Schadenshöhe. Frost und Korrosion werden in der Häufigkeit nochmals deutlich geringer eingeschätzt. Die Ergebnisse erscheinen plausibel, da es bei Holzschäden zu einer Schädigung der tragenden Bauteile kommen kann, deren Sanierung kostspielig ist. Die Beseitigung von Algen ist kostenmäßig meist überschaubar, wird aber ähnlich hoch eingeschätzt wie Korrosion, Frost oder Alterung.

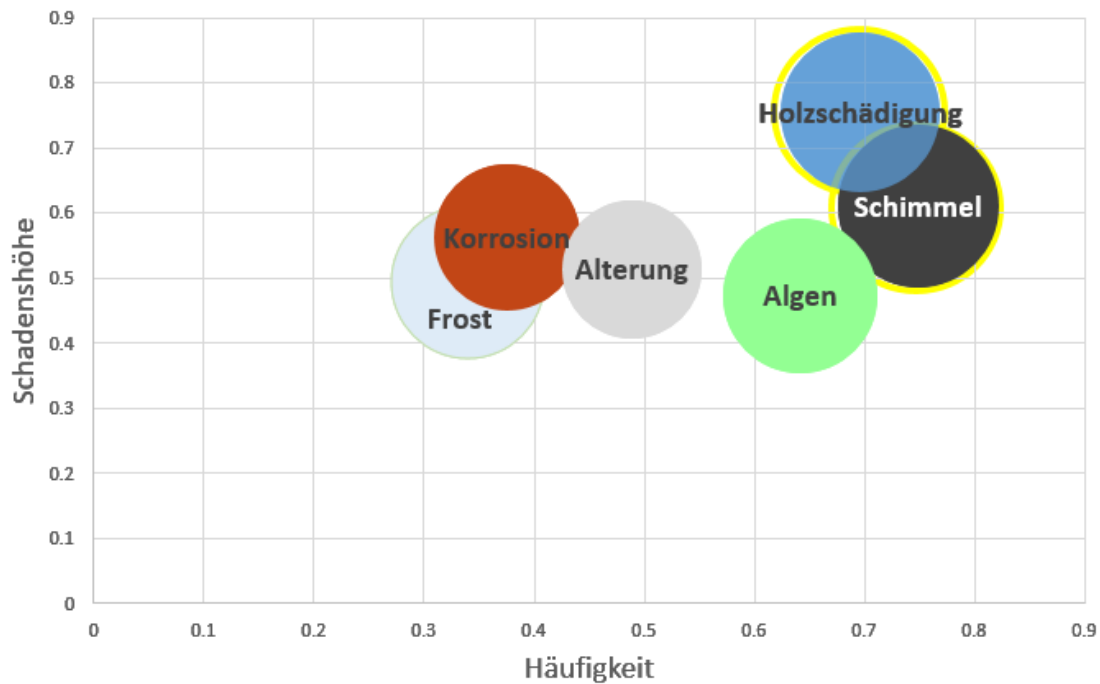


Abb. 5.1.6: Schadenshöhe und Schadenshäufigkeiten im Vergleich

Berücksichtigt werden muss, dass die Bewertung hier nur qualitativ und möglicherweise „nach Gefühl“ erfolgte. Es wurden also keine Zählungen der Schadensfälle oder konkrete Kostenauswertungen vorgenommen.

5.1.1.5 Beurteilung der Simulationswerkzeuge

Um den Entwicklungsstand der Simulationswerkzeuge aus Sicht der NutzerInnen beurteilen zu können, wurde für verschiedene Bereiche gefragt, ob der Stand zufriedenstellend ist, Nachbesserungsbedarf besteht oder ob Schwierigkeiten verursacht wurden. Gruppirt man die Antworten (Abb. 5.1.7), so zeigt sich, dass die Numerik und die Repräsentation der Simulationsgeometrie zufriedenstellend ist. Die richtige Wahl der jeweiligen Randbedingungen und Simulationsparameter verursachen dagegen teilweise noch Unsicherheiten.

Auch die Auswertung der Ergebnisse wird gemischt beurteilt. Möglicherweise verursacht auch hier die Auswertung einzelner physikalischer Größen und deren Kombination zu einer Gesamtbewertung der jeweiligen Konstruktion manchen Benutzern zu viel Aufwand.

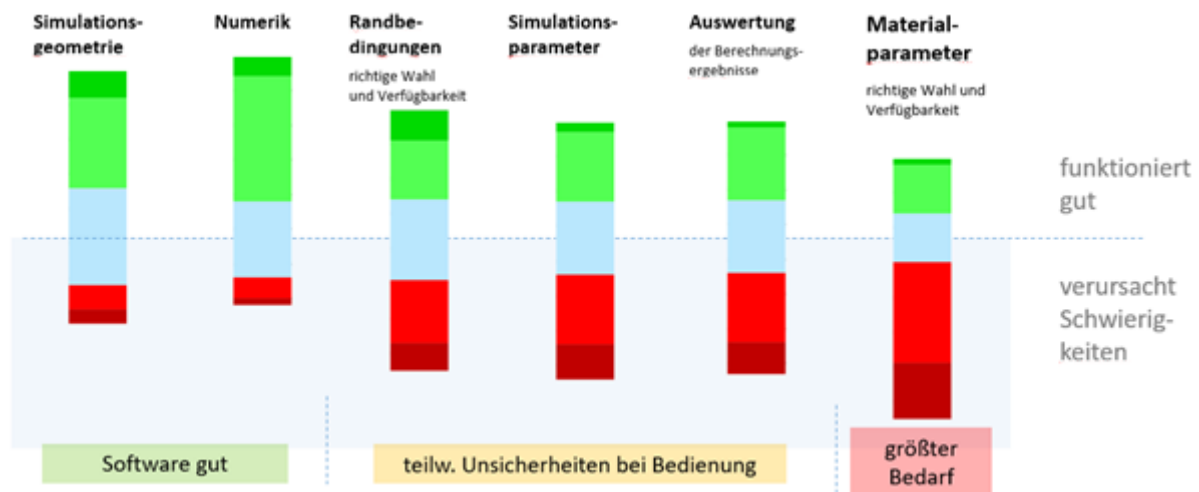


Abb. 5.1.7: Antworten zum Verbesserungsbedarf bei den Simulationstools

Der größte Verbesserungsbedarf wird bei den Materialparametern gesehen. Hier ist die Mehrzahl der Umfrageteilnehmer der Meinung, dass die Anwendung Schwierigkeiten verursacht. Welcher Art diese Probleme sind, wurde aber nicht tiefer untersucht.

5.1.1.6 Textantworten zum Verbesserungsbedarf

Zusätzlich zu den Multiple-Choice-Fragen wurden einige Fragen gestellt, bei denen die Umfrageteilnehmer frei antworten konnten. Ein Fragenkomplex betraf mögliche weitere Schadensmechanismen, ein zweiter Verbesserungswünsche.

Sieht man von trivialen oder sehr allgemeinen Antworten ab, so lassen sich bei den Schadensmechanismen folgende Erweiterungswünsche herauskristallisieren:

Salz und Gips

- Ausblühungen und Quellen von Gips
- Schadensrisiko durch Salzbelastungen des Mauerwerkes

DELPHIN kann bereits seit der Version 5 mit Salz rechnen. Das Feature wird jedoch bisher kaum praktisch nachgefragt. Für eine breitere Anwendung fehlt es an Kennwerten, deren Messung relativ aufwendig ist. Ebenso wäre ein Schadensrisikomodell möglich, die Entwicklung und Validierung wäre jedoch finanziell und personell aufwendig, so dass eine Finanzierung gegenwärtig nur über eine Förderung denkbar wäre.

Schimmelmodell

Zur Auswertung werden von manchen Teilnehmern detailliertere Auswertungsmöglichkeiten gewünscht, andere dagegen würden einfachere standardisierte Auswertungen bevorzugen.

- Bessere Auswertungsmöglichkeit, die über die "Ampeldarstellung" hinausgehen – vs.
- ein Ampelsystem für eine schnelle Auswertung / Ergebnisausdrucke für bestimmte normierte Randbedingungen

Beide Möglichkeiten bestehen schon jetzt in den Simulationsprogrammen. Alle physikalischen Größen lassen sich vom Nutzer ausgeben und in beliebigen Postprozessings auswerten. Auch vereinfachte, an praktischen Erfordernissen orientierte Reports, z.B. für einzelne Nachweise, sind in den Programmen bereits vorhanden. Aus den Antworten wird nicht klar, ob die Nutzer weitergehende Vereinfachungen wünschen oder mit den vorhandenen Möglichkeiten nicht vertraut sind.

Teilweise werden auch Wünsche geäußert, die außerhalb der Möglichkeiten der Simulation liegen (z.B. „Bessere Akzeptanz bei Mikrobiologen“ für das Schimmelmodell), oder es werden die Möglichkeiten der Realitätsnähe von Nachweisen nicht verstanden und dadurch unrealistische Erwartungen geäußert (z.B. „Bessere Übereinstimmung mit der Realität, die Simulation zeigt Schimmelrisiko, aber am gebauten Projekt tritt kein Schimmel auf.“).

Die Relevanz von Materialparametern und Randbedingungen für die Ergebnisqualität ist Nutzern durchaus bewusst; es wurde z.B. der Wunsch geäußert, dass „Seminare zu möglichen Fehlerquellen in der Eingabe von Materialparametern und Randbedingungen“ angeboten werden. Diese Themen werden bereits in den Schulungen angesprochen, und ein Seminar zu nur diesem Thema erscheint aus den Erfahrungen nicht sinnvoll. Ggf. besteht hier aber weiterer Informationsbedarf, so dass das Thema in den Softwareschulungen vertieft werden sollte.

Aus normativer Sicht interessant ist ggf. der Wunsch nach „Bewertungskriterien für Schimmelbildung in Hohlräumen von Bauteilen/Baustoffen (z.B. hinter Vorsatzschalen, unter Bodenaufbauten, im Dachaufbau)“. Softwareseitig lassen sich für solche Konstruktionen Temperatur- und Feuchteverläufe berechnen. Das Thema wurde teilweise auch bereits in Forschungsprojekten adressiert (Holzbalkenköpfe und Innendämmung) bzw. wird im WTA-Fachwerkreferat angesprochen.

Holzschädigung

Der Zerfall von Holz und Holzwerkstoffen im Bauteil wird als wichtiger Schadensmechanismus bezeichnet, für den ein Bewertungskriterium und Simulationsmöglichkeiten wünschenswert sind. Angemerkt wird, dass WUFI und DELPHIN bei der Simulation hier unterschiedliche Ergebnisse zeigen, wohl aufgrund der Materialcharakterisierung. Ein Ampelsystem für eine schnelle Auswertung ist erwünscht, wobei auf Auswertungen nach WTA 6-8 hingewiesen wird.

Frost

Hier wird von mehreren Nutzern eine Auswertung des Frostschadenrisikos in der betroffenen Bauteilschicht gewünscht. Dabei wird eine möglichst einfache Auswertung angesprochen: Z.B. ein Tutorial zur besseren Interpretation der Ergebnisse, eine klare Definition von zulässigen Grenzwerten oder ein Ampelsystem für eine schnelle Auswertung. Das Kriterium in DIN 4108-2 wird als nicht ausreichend empfunden.

Ein Nutzer wünschte sich die Möglichkeit der grafischen Darstellung von Eismassen. Diese ist aber bereits möglich, was dem Nutzer scheinbar nicht bekannt ist – hier könnte mit praxisnahen Anleitungen zur Simulationsauswertung (Tutorials) eine Verbesserung erreicht werden.

Metallkorrosion

Wünschenswert erscheinen den Antwortenden normativ geregelte Grenzwerte für die Bewertung von Korrosionserscheinungen in Abhängigkeit des Materials und eine Auswertung für Stahlbeton. Dabei wird auch ein Ampelsystem für eine schnelle Auswertung erwähnt.

Algen

Ein Auswertungstool für das Algenwachstum oder ein Tutorial zur Interpretation von Simulationsergebnissen erscheint zwei Nutzern wünschenswert. Es zeigen sich aber auch verschiedene Standpunkte: Einerseits wird eine möglichst genaue Berechnung gewünscht, wann es zu Algenbildung kommt. Andererseits wird bezweifelt, ob die Vielzahl von Randbedingungen (Verschattung, lokale Windstrahlung, Verschmutzung der Oberfläche) überhaupt eine realistische Berechnung des Risikos für Algenbefall ermöglicht.

5.1.1.7 Interpretation der Ergebnisse

Die Beantwortung der Fragen durch über 100 Umfrageteilnehmern kann als sehr positiv bewertet werden. Obwohl aus den oben aufgeführten Gründen keine statistische Auswertung möglich ist, bieten die Antworten doch ein breites Bild und zeigen die Bewertung der einzelnen Schadensthemen sowie die Aspekte der Software, bei denen die Nutzer zufrieden sind oder Verbesserungsbedarf besteht.

Schimmel und Holzschädigung werden als häufigste Schadensmechanismen und mit den höchsten Kosten bewertet, aber auch die weniger häufigen Schäden sind mit erheblichen Kosten verbunden. Es sollte also bei allen genannten Schadensarten an der Vermeidung oder fachkundigen Sanierung gearbeitet werden. Nach Ansicht der Umfrageteilnehmer kommt der hygrothermischen Simulation dabei eine wichtige, teils unverzichtbare Rolle zu, vor allem in der Sanierung.

Die Anregungen zum Verbesserungsbedarf bei der Software, die aus Sicht der Praktiker gegeben wurden, ließen sich bei den Randbedingungen und Simulationsparametern durch weitere „Wizards“ umsetzen, die die Werte aus den jeweiligen Normen benutzerfreundlich anbieten. Zum Teil ist dies sowohl in WUFI als auch in DELPHIN bereits umgesetzt. Die Antworten zeigen aber, dass eine einfache und schnelle Bedienung gewünscht wird, ohne sich mit den dahinterstehenden Randbedingungen im Einzelnen beschäftigen zu müssen. Eine zu starke Vereinfachung bietet aber u.U. auch die Gefahr, dass Randbedingungen ohne vorherige Prüfung möglicherweise unzulässig angesetzt werden. Hier ist also im Einzelfall zu prüfen, welche Methode sinnvoll ist.

Der größte Bedarf wird bei den Materialkennwerten gesehen. Das erscheint als sehr plausibel, da besonders bei Sanierungsprojekten oft unklar ist, welche Werte für Bestandsmaterialien

anzusetzen sind. Ohne aufwendige Messungen bestehen hier für die Praktiker insbesondere für die Feuchtecharakteristik erhebliche Unsicherheiten. Die Unterschiede im Ansatz der verschiedenen Programme könnten ebenfalls eine Rolle spielen. Diese werden im vorliegenden Projekt adressiert.

Insgesamt unterstreichen die Umfrageergebnisse die wichtige Rolle der hygrothermischen Simulationsprogramme. Interessant ist, dass dies nicht nur in der Forschung und Produktentwicklung gesehen wird, sondern sich auch so stark in der Baupraxis zeigt.

Die zusätzlichen Anmerkungen zeigen, dass sowohl vereinfachte Auswertungstools gewünscht werden, andererseits aber auch detaillierte Darstellungen der Einzelgrößen wichtig sind. Die Auswertung sollte also in beide Richtungen weiterentwickelt werden. Dabei ist die detaillierte Darstellung von Temperaturen, Feuchten usw. bereits in den Simulationsprogrammen möglich. Speziellen Tools sind in der Entwicklung deutlich aufwendiger, da sie auf einen speziellen Fall zugeschnitten werden müssen. Da sie oft auf normativen Vorgaben oder externen Modellen beruhen, müssen sie ggf. auch bei Änderungen der zugrundeliegenden Methoden angepasst werden.

5.1.2 Ergänzende Literaturrecherchen und Auswertung der Normen und Richtlinien

5.1.2.1 Frostschädigungen

Zum Thema der Frostschädigung wird bereits seit einigen Jahrzehnten geforscht. Hierbei wurde vor allem Beton untersucht.

Bentrup (1992) gibt in seiner Dissertation einen sehr guten Überblick über die vorhandenen Modellvorstellungen zur Frostschädigung. Er bezieht sich dabei vor allem auf die Autoren Stockhausen, Litvan, Everett sowie Setzer (2001). Vor allem mit Bezug auf die Theorie von Everett entwickelt Bentrup ein Vorhersagemodell für die Schädigungsanfälligkeit von Ziegeln. Wie viele andere Klassifizierungsansätze ordnet aber auch dieser die Baustoffe nur binär in frostempfindlich oder frostresistent ein. Es bleibt dabei offen, ob eine festgestellte Frostresistenz darauf beruht, dass in dem Baustoff gar kein Eis entsteht, beispielsweise weil geringe Saugfähigkeit zu geringer Wasseraufnahme führt, oder ob der Baustoff tatsächlich von sich bildendem Eis nicht angegriffen wird.

Die Testmethoden des CDF- und des CIF-Tests, welche von der RILEM-Vereinigung erarbeitet wurden, basieren auf der von Setzer (2001) erarbeiteten Theorie der Mikro-Eislinsen-Pumpe. Diese besagt, dass bei einer anfänglichen Zahl von Frost-Tau-Wechseln noch keine mechanische Schädigung des Baustoffs stattfindet, sondern dass eine sogenannte Mikro-Eislinsen-Pumpe für eine fortschreitende Übersättigung des Baustoffs sorgt. Dieses Übersättigen basiert auf einer Wirkung des Gel-Wassers von CSH-Phasen und ist damit nicht auf Baustoffe anwendbar, bei denen eine solche nicht vorliegt. Der genaue Testaufbau, bei dem der Baustoff während des

Gefriervorgangs zusätzliches Wasser aufsaugen kann, zeigt auch, dass dieser Test vor allem für Straßenbeläge und vergleichbare Materialien erarbeitet wurde, bei welchen diese Voraussetzung realitätsnah ist. Bei Wandbildnern hingegen ist ein gleichzeitiges Vorliegen von Wasserangebot und Gefriertemperaturen im Sinne des Modells nicht realistisch. Vorteilhaft im RILEM-Regelwerk ist aber die fundierte Auswahl der Messtechnik, welche auch eine zerstörungsfreie Messung von Schädigungsfortschritt durch Messung von Ultraschalllaufzeit oder Eigenfrequenzen ermöglicht.

Feng (2019) stellt sehr anschaulich dar, dass vorhandene Prüfmethode zur Frostbeständigkeit von Ziegelmaterial zu anspruchsvoll sind, weil dabei stets nur gesättigte Materialien bei sehr tiefen Gefriertemperaturen geprüft werden. In der umfangreichen Messreihe seiner Arbeit wurden mehrere Wandbildner abgestuft nach verschiedenen Wassergehalten und Frosttemperaturen mit einer zerstörungsfreien Prüfmethode untersucht. Die am Ende der Arbeit vorgeschlagene Bewertung von Frostschädigung mittels einer Isoplethenmethode kann jedoch höchstens als interessante Idee angesehen werden. Isoplethenmethoden sind zwar bei der Bewertung des Schimmelwachstumsrisikos bewährter Stand der Technik. Weil bei Frostschädigung nicht das Vorliegen von hoher Feuchtigkeit und tiefen Temperaturen für die Schädigung sorgt, sondern der Einfriervorgang, muss hingegen zwingend die Zahl von Wechsels zwischen Gefrier- und Auftauvorgängen betrachtet werden.

2014 untersuchten Zhou et al. eingehend Gefriervorgänge in Bodenproben – d.h. nicht die Schädigung von Festkörpern. Ältere Untersuchungen aus dem Bereich Straßenbau / Geologie sind ebenfalls nicht direkt auf Festkörper anwendbar.

5.1.2.2 Holzfäule

Holz- und Holzwerkstoffe sind biologische Materialien, die bei „günstigen“ Temperatur- und Feuchtigkeitsbedingungen einem natürlichen Verfall unterliegen. Daher ist es wichtig, solche Materialien nur hygrometrischen Bedingungen auszusetzen, die ein Keimen und Wachsen von Fäulnispilzen verhindert. Ein allgemeiner, aber eher vorsichtiger und konservativer Grenzwert für die Massivholzfeuchte ist der Grenzwert von 20 Masse-% nach DIN 68800-2 (2012). Dieser Grenzwert enthält allerdings eine hohe Sicherheit, da Fäulnis erst bei Feuchtegehalten oberhalb der Fasersättigung von etwa 27 bis 30 M.-% auftritt. Außerdem laufen biologische Prozesse wie der Zerfall nur dann mit einer relevanten Geschwindigkeit ab, wenn auch die Temperaturen auf einem für das Pilzwachstum günstigen Niveau liegen. Das WTA-Merkblatt 6-8 (2016) zur Bewertung von Holzkonstruktionen hat daher vor einigen Jahren differenziertere Grenzwerte für Massivholz vorgestellt, die nicht vom Wassergehalt in M.-% abhängen, sondern von der relativen Luftfeuchte in den Poren des Baustoffs (Abb. 5.4.1). Die relative Porenluftfeuchte im Holz ist ein geeignetes Maß dafür, wie „leicht“ die Feuchtigkeit für die Pilze im Material verfügbar bzw. entnehmbar ist. Diese, immer noch vorsichtige Grenzwertkurve steigt temperaturabhängig von 86 % r.F. bei 30 °C bis auf 95 % r.F. bei 0 °C und basiert hauptsächlich auf den Untersuchungen von Viitanen (vgl. Viitanen 1996; Viitanen et al. 2010) und Kehl (Kehl et al. 2012). Ein instationäres Bewertungsverfahren wird im Rahmen dieses Projekts erstellt.

5.1.2.3 Korrosion

Zur Korrosion sind in deutschen Normen und Leitfäden zur Feuchteschutzbewertung bisher keine Grenzwerte hinterlegt. Es gibt in DIN 4108-3 (2018) lediglich den Hinweis, dass Materialien, die mit Tauwasser in Berührung kommen, nicht durch Korrosion geschädigt werden dürfen, ohne das dazu ein Grenzwert genannt wird. DIN 4108-2 (2013) fordert, dass an Oberflächen von Wärmebrücken eine relative Feuchte von 60 % r.F. nicht überschritten werden solle, um Korrosionsprobleme zu vermeiden.

In Kapitel 5.3 findet sich eine umfassende Literaturanalyse, auf die an dieser Stelle nur verwiesen wird.

5.1.2.4 Tauwasser

Grenzwerte für die zulässige Tauwassermenge an nicht sorptiven Oberflächen sind in verschiedenen Normen angegeben, dort aber unterschiedlich festgelegt. Sie variieren von im ungünstigsten Fall nur 30 g/m² unter bestimmten Randbedingungen im britischen Standard BS 5250 (2021) über pauschal 200 g/m² nach ISO EN ISO 13788 (2012) oder sogar 500 g/m² in DIN 4108-3 (2018). Vor allem bei den beiden letztgenannten Normen ist jedoch fraglich und zumindest nicht nachvollziehbar angegeben, ob die Grenzwerte auf Experimenten oder eher auf Schätzwerten beruhen. In der Literatur finden sich einige wenige Untersuchungen auf deren Basis auch Grenzwerte zum Rückhaltvermögen von Tauwasser an vertikalen Oberflächen vorgeschlagen wurden. Janssens (1998) ermittelt eine maximale Tauwassermenge an einer auf Vlies (rückseitig) kaschierten PE-Folie von 100 g/m². Krus und Rösler (2011) haben eine Rückhaltmenge von ca. 200 g/m² an der Grenzschicht zwischen Steinwolle und dampf- und wasserdichter Alufolie ermittelt und liegen im Wesentlichen deckungsgleich mit dem pauschalen Wert, der in ISO EN ISO 13788 (2012) angegeben wird. Eine Variation der Materialtypen (Dämmung und Nachbarmaterial) wurde bei beiden Untersuchungen, bei denen jeweils ein eher kritisches Szenario mit geringen Rückhaltmengen angenommen wurde, nicht untersucht. Die unterschiedlichen Ergebnisse lassen aber bereits vermuten, dass sich die Rückhaltmengen an einer offenen Oberfläche von denen in einer an der Oberfläche dicht anliegenden Faserdämmung unterscheiden und dass es auch eine Auswirkung hat, ob die Folie hydrophob wie im Falle der PE- oder hydrophil wie im Fall der Aluminium-Folie ist.

5.1.3 Bewertung der Relevanz zusätzlicher Schadensmechanismen

Die Umfrageergebnisse zeigen, dass die im Rahmen des Projekts zu bearbeitenden Schadensmechanismen alle als für die Praxis sehr relevant angesehen werden.

Holzschädigung, Algen und Schimmel werden als die häufigsten eingeschätzt, wobei für die Bewertung des Risikos von Schimmelpilzbildung in den vergangenen Jahren schon viele Untersuchungen durchgeführt wurden. Dementsprechend ist hier auch ein volles, dreistufiges Bewertungsverfahren verfügbar, das unter 5.7.1 beschrieben wird.

Für Algen gibt es zwar auch einige Untersuchungen, diese sind aber bezüglich der Bewertung von Simulationsergebnissen eher auf einer qualitativen Ebene verblieben - Anträge zur Entwicklung von Prognosemodellen waren hier nicht erfolgreich. Da das Thema der Algenbildung bei immer besseren Dämmniveaus auch immer noch an Bedeutung gewinnt, wären hier auf Basis der Nutzerbefragung noch weitergehende Untersuchungen wünschenswert.

Interessant ist, dass vom finanziellen Aspekt her keine der Schadensarten als gering eingestuft wird, sondern alle mit einem bedeutenden wirtschaftlichen Verlust in Verbindung gebracht werden. Nach dem VHV-Bauschadenbericht Hochbau (2019) ist die Gesamtzahl der gemeldeten Schäden in den letzten Jahren zurückgegangen, im Gegenzug steigen die Schadenssummen. Das gilt für die gesamten von dieser Versicherung regulierten Schadensfälle im Hochbau, deckt sich aber auch mit der Einschätzung der Umfrageteilnehmer. Auch der Schadensbericht des Instituts für Bauschadensforschung e.V. (2018) zeigt für die Jahre vor 2017 ein steigendes Kostenniveau, dort allerdings mit steigender Schadensanzahl.

5.2 Frostschädigung von Mauerwerk (TUD)

Baumaterialien sind während ihres Lebenszyklus Temperatur- und Feuchtschwankungen ausgesetzt. Bei tiefen Temperaturen und signifikanten Feuchtegehalten besteht das Risiko von Frostschäden.

Diese können auftreten, wenn Wasser in das Baumaterial eindringt und bei niedrigen Temperaturen gefriert, was zu Rissen, Abplatzungen oder sogar zum Zerfall des Materials führen kann.

Bestehende Verfahren sind nicht immer ausreichend, insbesondere im Hinblick auf die Sanierung von bestehenden Gebäuden bzw. stellen sehr hohe Anforderungen. Die Komplexität und Vielfalt der vorhandenen Strukturen und Materialien erschweren oft eine genaue Vorhersage der Frostbeständigkeit.

Ein weiterer wichtiger Aspekt ist die Auswirkung von Innendämmungen auf das Frostrisiko für außenliegende Ziegel oder Putze. Wenn eine Innendämmung aufgebracht wird, kann dies zu größeren Temperatur- und Feuchtigkeitsamplituden an der äußeren Oberfläche des Mauerwerks führen. Das wiederum kann das Risiko von Frostschäden erhöhen.

Im Arbeitspaket 2 wurden die hygrothermischen Eigenschaften ausgewählter Wandbildner bestimmt, Untersuchungen zur Frostbeständigkeit durchgeführt und eine Methode zur simulationsbasierten Bestimmung des Frostrisikos entwickelt.

5.2.1 Bestimmung der hygrothermischen Eigenschaften und Festigkeiten der Wandbildner





Um Materialien in Simulationsprogrammen untersuchen zu können, ist zunächst die Kenntnis ihrer Materialeigenschaften notwendig. Im Labor des IBK wurden Messungen an zwei neuen und zwei historischen Ziegeln sowie an zwei Putzen durchgeführt und daraus die erforderliche Materialcharakterisierung bestimmt.

Es wurden vier verschiedene Ziegeltypen mit den in Tabelle 1 zusammengefassten physikalischen Eigenschaften untersucht. Bei den beiden historischen Ziegeln mit den Bezeichnungen ABZ1 und ABZ2 handelt es sich um Ziegel aus abgerissenen historischen Gebäuden, die von einem Wiederverkäufer bezogen wurden. Die neuen Ziegel mit den Bezeichnungen MZ16 und MZ18 wurden direkt von einem lokalen Hersteller bezogen. Abb. 5.2.1 zeigt das Porenspektrum dieser Ziegel, das durch Quecksilber-Intrusionsporosimetrie bestimmt wurde.

Es ist zu erkennen, dass die historischen Ziegel, insbesondere ABZ1, größere Porendurchmesser haben als die neu hergestellten MZ16 und MZ18. Darüber hinaus hat ABZ1 eine höhere Dichte und eine geringere Sättigung als die anderen Ziegel. Hier ist anzumerken, dass große Unterschiede zwischen einzelnen Proben von ABZ1 und ABZ2 festgestellt wurden, insbesondere beim Porenspektrum und der Dichte. Daher sind ihre Messergebnisse mit Vorsicht zu interpretieren.

Tabelle 5.2.1 Physikalische Eigenschaften der untersuchten Ziegelproben und ihre Standardabweichung (in Klammern). Die freie Sättigung wurde durch Unterwasserlagerung bestimmt.

	ABZ1	ABZ2	MZ16	MZ18
	Altbauziegel	Altbauziegel	Mauerziegel neu	Mauerziegel neu
Dichte [kg/m³]	1799 (33)	1698 (24)	1737 (37)	1680 (27)
Sättigungsfeuchtegehalt [m³/m³]	0.23 (0.0082)	0.32 (0.0067)	0.30 (0.0138)	0.33 (0.01)
Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	0.82 (0.0176)	0.60 (0.0085)	0.67 (0.0563)	0.62 (0.0368)

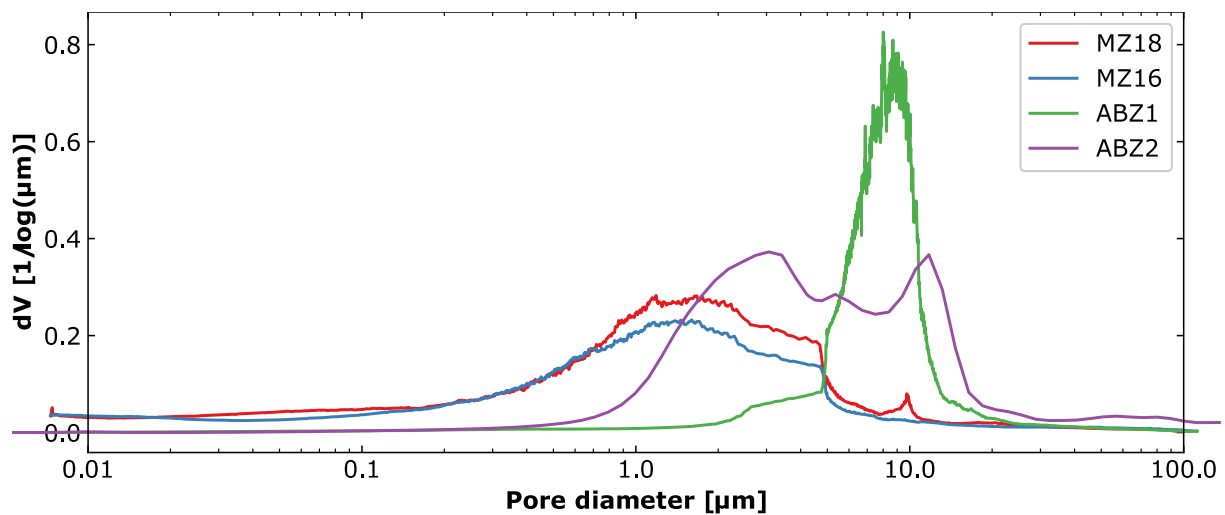


Abb. 5.2.1: Porenspektrum der untersuchten Ziegelproben, bestimmt durch Quecksilberporosimetrie

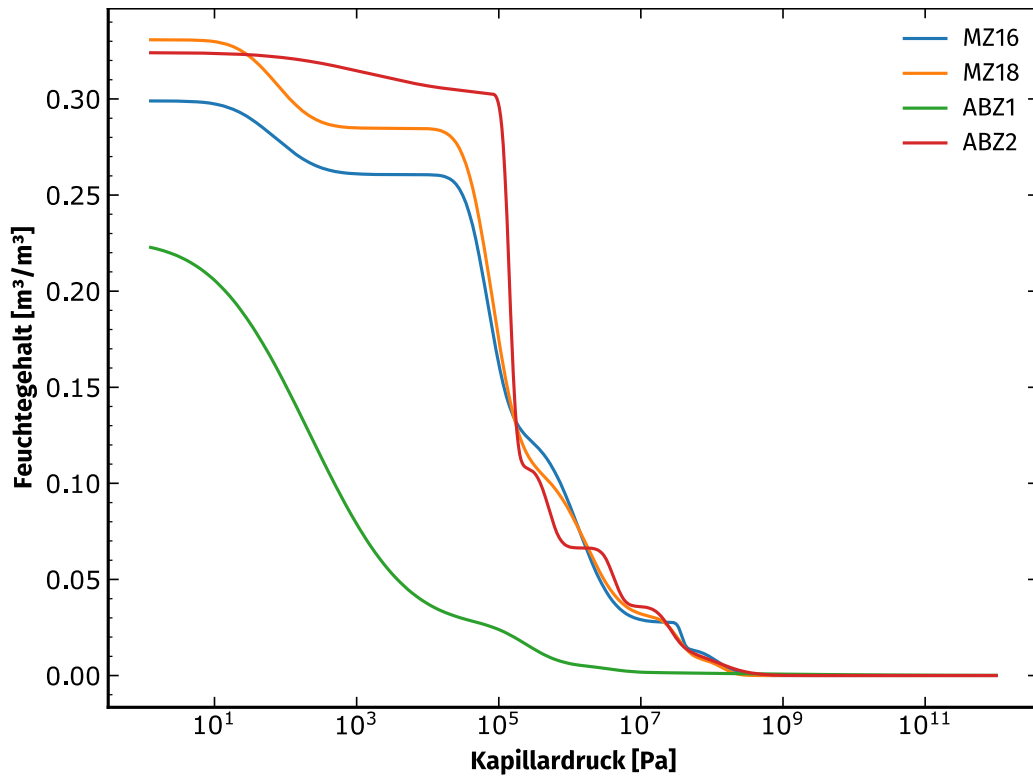


Abb. 5.2.2: Feuchtespeicherfunktionen der charakterisierten Ziegel

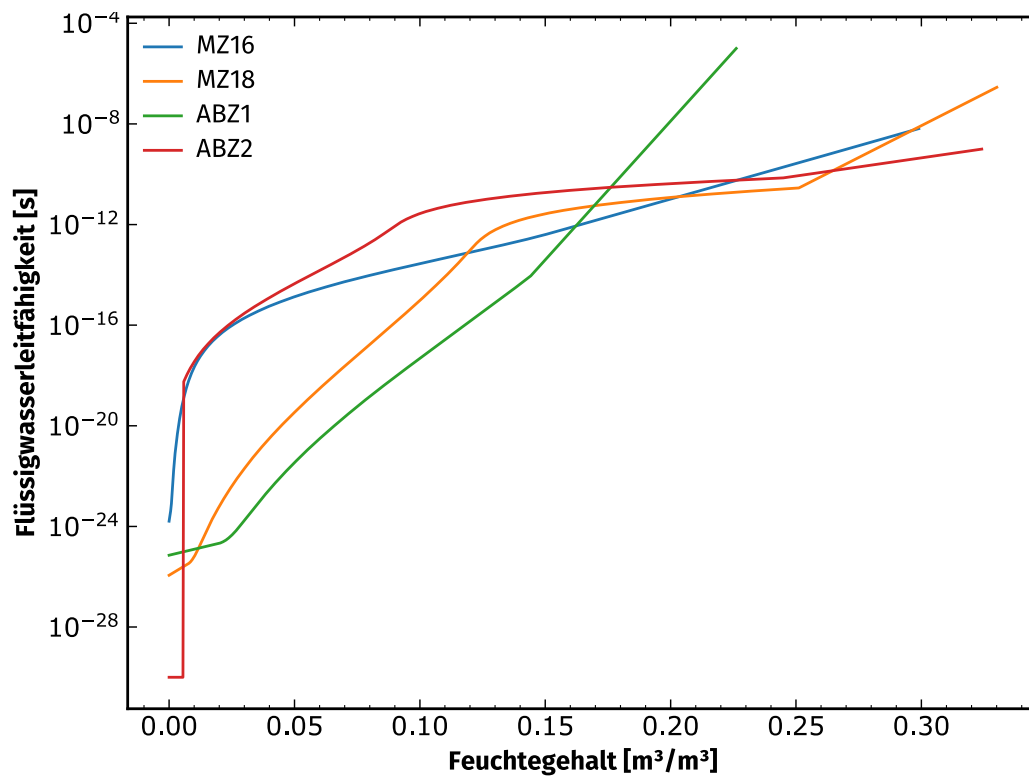


Abb. 5.2.3: Feuchteleitfunktionen der charakterisierten Ziegel

Die Messmethoden für die einzelnen Materialparameter sind detailliert im Kapitel 5.6.1 erläutert. Die hygrothermischen Materialparameter dienen als Grundlage für nachfolgende Simulationen und Validierung der im folgenden beschriebenen Messungen.

5.2.2 Entwicklung eines Versuchsaufbaus zur Bestimmung des Materialversagens infolge von Frost

Frostschäden sind eine der entscheidenden Ursachen für den Verfall von Bausubstanz. Besonders historische Ziegel- und Natursteinfassaden, die mit Innendämmung saniert werden, sind durch ihrer Exposition gegenüber dem Außenklima gefährdet. Selbst kleine Risse können sich im Laufe der Zeit kumulieren und zu schweren Schäden führen. Zur Beurteilung der Frostempfindlichkeit von Baustoffen gibt es mehrere genormte Verfahren (DIN EN 12371:2010-07, DIN 52252-2:1986-12, DIN 52252-1:1986-12), die allgemein als CDF-Test (capillary suction of de-icing solution and freeze-thaw test) bezeichnet werden.

Frostschäden an Fassadenmaterialien, insbesondere an Ziegeln, sind vor allem bei historischen Konstruktionen problematisch. Bestehende Tests wie der Frost-Tau-Test (CDF-Test) arbeiten mit voller Wassersättigung und sehr niedrigen Gefrieremperaturen, die in der Praxis wahrscheinlich eher selten gleichzeitig auftreten.

Bei diesen Tests werden jedoch nur vollständig gesättigte Proben bei extrem niedrigen Temperaturen (oft -20 °C) gemessen, was für Frostschäden unter realistischen klimatischen Bedingungen nicht repräsentativ ist. Einige Schritte in Richtung einer realistischeren Bewertung von Frostschäden wurden bereits unternommen, z. B. von Feng et al. (2019).

Im Projekt NaVe wurde die fortlaufende Schädigung von Ziegeln bei verschiedenen Sättigungsgraden gemessen, die mehreren Frost-Tau-Zyklen ausgesetzt waren, und der potenziellen Schaden durch kontinuierliche Messung des Elastizitätsmoduls bewertet. Die Ergebnisse fließen in ein neuartiges Kriterium für die Beurteilung von Frostschäden ein, das zur Auswertung der Ergebnisse hygrothermischer Simulationen verwendet werden kann.

5.2.2.1 Versuchsaufbau und Verfahren

Experimenteller Aufbau des Frost-Tau-Zyklus

Der im folgenden vorgestellte Laboraufbau wurde speziell entwickelt, um sicherzustellen, dass die Temperatur der gesamten Ziegelprobe kontrolliert werden kann und ein möglichst realistischer Frostfortschritt in der Probe erreicht wird. Daher wurden die Ziegelproben auf eine aus Aluminium gefertigte Kühlplatte gelegt, die an eine Laborkühlung angeschlossen ist (siehe Abb. 5.2.4). Die Laborkühlung steuert die Temperatur der Kühlplatte durch ein zirkulierendes Wasser-Glykol-Gemisch. Gleichzeitig wird die Lufttemperatur in der umgebenden Klimakammer geregelt.

Vor den Messungen wurden die Originalziegel in rechteckige Form geschnitten. Für jeden Ziegeltyp und jeden Feuchtigkeitsgehalt wurden die folgenden Proben vorbereitet:

- 3 ganze Ziegelsteine von etwa 180 mm x 100 mm x 65 mm
- 1 Ziegelstein, der in mehrere Scheiben von jeweils etwa 20 mm x 100 mm x 50 mm geschnitten wurde.

Außerdem wurde die Oberfläche, die auf der Kühlplatte auflag, geschliffen, um sicherzustellen, dass sie ausreichend eben und glatt war, um einen guten Wärmekontakt zwischen der Probe und der Kühlplatte zu ermöglichen. Im nächsten Schritt wurden die Proben bis zum gewünschten Feuchtigkeitsgehalt gesättigt und dann in abnehmbaren Plastikbeutel gelagert. Schließlich wurden die Proben auf die Kühlplatte gelegt. Proben desselben Typs wurden direkt nebeneinander platziert, während sich zwischen Proben eines anderen Typs eine zusätzliche Dämmung aus extrudiertem Polystyrol (XPS) befindet.

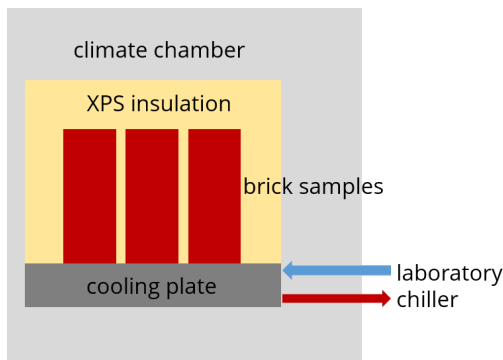


Abb. 5.2.4: Schema der Experimentalanordnung in der Klimakammer

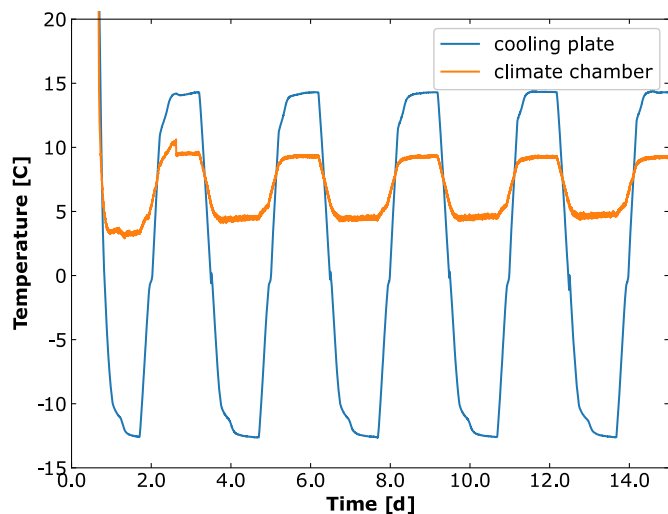


Abb. 5.2.5: Temperaturen der Kühlplattenoberseite und der Klimakammer während fünf Frost-Tau-Wechsel-Zyklen

Messungen der Frost-Tau-Wechsel

Die Temperatur der Kühlplatte wird nun zyklisch auf Temperaturen zwischen -13 °C und $+14\text{ °C}$ geregelt, wie in Abbildung 3 dargestellt. Gleichzeitig wird die Lufttemperatur auf Werte zwischen 3 °C und 9 °C geregelt. Jeder FTW umfasst eine Abkühlungsphase (12 h), eine konstante Kälteperiode (24h, -13 °C), eine Phase ansteigender Temperatur (12 h) und eine konstante Wärmeperiode (24 h, 14 °C).

Die gewählten Zeiträume sind deutlich länger als bei den meisten gängigen standardisierten CDF-Tests, wie sie z. B. in den o.g. Normen beschrieben sind. Dieses Verfahren wurde gewählt, um sicherzustellen, dass der gesamte Ziegel eine definierte Temperatur von deutlich unter -5 °C hat. Dies steht im Gegensatz zu den üblichen CDF-Tests, bei denen die Temperaturverteilung innerhalb der Probe in der Regel unbekannt bleibt und daher nicht klar ist, ob die gesamte Probe oder nur

ihre Oberfläche gefroren ist. Außerdem erfolgt im gewählten Aufbau das Frostwachstum von der kalten Seite (unten) zur warmen Seite (oben), wie es in realen Wandkonstruktionen der Fall ist. Im Gegensatz dazu ist bei herkömmlichen CDF-Tests zu erwarten, dass der Frost von allen Seitenflächen nach innen fortschreitet. Ein Messdurchgang umfasste 20 Frost-Tau-Zyklen (FTW). Nach jeweils 5 FTW wurden die Proben aus dem Aufbau herausgenommen, um den Elastizitätsmodul zu messen. Dabei wurden sie für einige Minuten aus dem Plastikbeutel genommen. Die Änderung der Masse wurde über die gesamte Messdauer von 20 FTW aufgezeichnet und als unbedeutend eingestuft. Für jeden Ziegeltyp wurde zunächst ein Messlauf mit einem Wassergehalt nahe der Sättigung durchgeführt. Dazu wurden die Proben so lange unter Wasser gesetzt, bis ihre Masse über mehrere Stunden konstant blieb. Der erhaltene Wassergehalt lag zwischen 90 % und 100 % der effektiven Sättigung, wie in Tabelle 1 angegeben, die mit kleineren Proben gemessen wurde. Falls dabei eine Veränderung des Elastizitätsmoduls feststellten, wurden zusätzliche Messungen mit anderen Proben bei niedrigeren Sättigungsgraden von etwa 70 % und 50 % durchgeführt.

Messung des Elastizitätsmoduls

Zur Bestimmung der mechanischen Schädigung wurde die in (E28 Committee, o.J.) beschriebene Methode der Impulsanregung gewählt. Bei dieser Methode wird eine Probe durch einen Impulsgeber mechanisch angeregt und das resultierende akustische Signal aufgezeichnet. Mit Hilfe einer schnellen Fourier-Transformation (FFT) wird die Hauptsignalfrequenz bestimmt. Diese Frequenz stellt die mechanische Resonanzfrequenz f_f der Probe dar und hängt nur von der Probengeometrie, ihrer Masse und dem Elastizitätsmodul ab. Folglich kann der Elastizitätsmodul E wie folgt berechnet werden:

$$E = 0.9465 m \frac{f_f^2 L^3}{b t^3} T_1$$

wobei m die Probenmasse, b , L und t die Probenbreite, -länge und -dicke und T_1 ein Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der endlichen Probendicke in Abhängigkeit von der Länge L und der Poissonzahl μ ist.

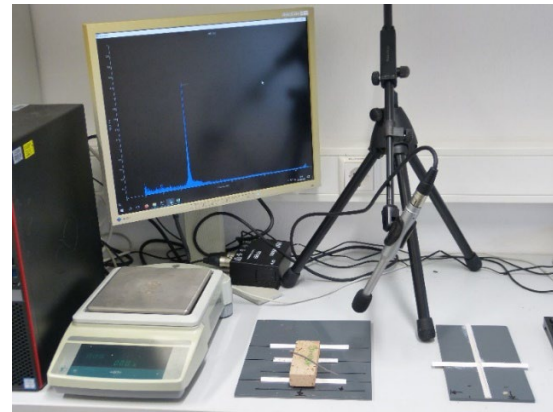
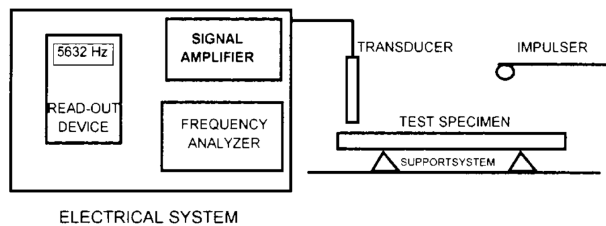


Abb. 5.2.6 Links: Schema für die Messung des E-Moduls mit der Impulsanregung nach (E28 Committee). Rechts: Experimentelle Anordnung.

Der entsprechende Messaufbau ist in Abb. 5.2.6 dargestellt. Die Ziegelproben werden auf ein geeignetes Trägersystem gestellt, dessen Positionierung in (E28 Committee) beschrieben ist. Für die Anregung wurde eine Stahlkugel verwendet, die an das Ende eines Kabelbinders geklebt wurde. Das akustische Signal wurde mit einem Messmikrofon aufgezeichnet, das an einen PC angeschlossen war. Für die FFT-Analyse wurde eine auf Python basierende Software verwendet, die die Bestimmung der Resonanzfrequenz in Echtzeit ermöglicht.

Im Gegensatz zu einer Zug- oder Druckprüfung hat die Methode der Impulsanregung den Vorteil, dass sie zerstörungsfrei ist und somit eine kontinuierliche Messung des Schadensverlaufs ermöglicht. Andere zerstörungsfreie Methoden, wie z. B. Ultraschallmessungen, wurden ebenfalls zu diesem Zweck eingesetzt, wie in Feng et.al. (2019) gezeigt. Ein Vorteil der Impulsanregungsmethode kann jedoch in der einfachen Anwendbarkeit und zuverlässigen Reproduzierbarkeit gesehen werden, da mögliche Unsicherheiten durch ungenauen Sensorkontakt vermieden werden.

5.2.3 Zusammenführung der Ergebnisse und Bestimmung konservativer Versagenskriterien

Tabelle 5.2.2 zeigt zusammengefasst die relative Änderung des Elastizitätsmoduls $\Delta E = \frac{E_0 - E}{E_0}$ über die jeweils 20 durchgeführten Frosttauwechsel für alle untersuchten Ziegel. Dabei ist E_0 der Anfangswert von E vor dem ersten Frosttauwechsel. Wie oben beschrieben, wurde bei Ziegeln, die eine signifikante Änderung von E im gesättigten Zustand aufwiesen, die Messungen mit niedrigeren Sättigungen von etwa 70 % und 50 % wiederholt. Damit wurde die Steigung der linearen Anpassung nach der Methode der kleinsten Quadrate bestimmt. In Tabelle 5.2.2 ist die relative Änderung von ΔE pro FTW (d. h. die Steigung der jeweiligen linearen Anpassung) angegeben.

Tabelle 5.2.2 Relative Änderung des E-Moduls pro Frosttauwechsel

	$\frac{\Delta E}{FTW}$ in [%/FTW], S=90...100 %	$\frac{\Delta E}{FTW}$ in [%/FTC], S=70 %	$\frac{\Delta E}{FTW}$ in [%/FTW], S=50 %
MZ16	-3.44	-0.47	0
MZ18	-2.37	-0.19	-0.13
ABZ1	0	-	-
ABZ2	0	-	-

Im gesättigten Zustand ist durch die Frosttauwchsel ein deutlicher Rückgang des E-Moduls bei den neuen Ziegeln MZ16 und MZ18 festzustellen, während die historischen Ziegel ABZ1 und ABZ2 über die untersuchte Anzahl von FTCs keine signifikante Änderung aufweisen. Die durchschnittliche Veränderung beträgt -3,44 %/FTC für MZ16 und -2,37 %/FTC für MZ18. Größere Unterschiede gibt es zwischen den Proben innerhalb desselben Messlaufs. Bei MZ18 und einer Sättigung von 89 % liegt ΔE beispielsweise zwischen 10 % und 65 %.

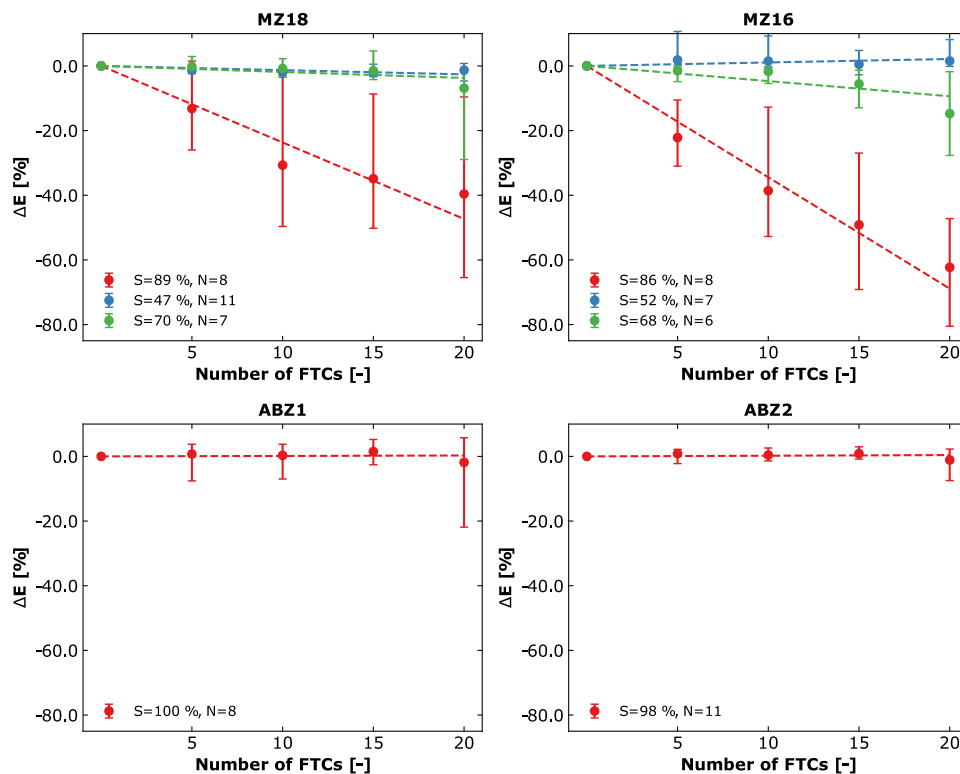


Abb. 5.2.7: Relative Änderung des E-Moduls ΔE über 20 Frosttauwchsel für die untersuchten Ziegel. S ist der Sättigungsgrad und N die Anzahl der Proben im jeweiligen Messdurchgang.

Anzumerken ist, dass die Frequenzmessungen in einigen Fällen nicht eindeutig waren, indem die FFT-Analyse nicht immer einen deutlichen Peak zeigte. Bei ABZ1 war dieser Effekt bereits im anfänglichen unberührten Zustand vorhanden, während er bei den anderen Ziegeltypen mit zunehmenden FTW präsenter wurde. Falls die Frequenz nicht eindeutig bestimmt werden konnte,

wurde der entsprechende Wert aus den Ergebnissen ausgeschlossen, frühere erfolgreiche Messungen dieser Probe wurden jedoch weiterhin berücksichtigt.

5.2.4 Kalibrierung der simulationsbasierten Vorhersage von Frost-Tau-Wechseln und Eisbildungsprozessen

5.2.4.1 Messungen mit Time Domain Reflectometry

Für die kontinuierliche Messung von Feuchtegehalten in Baumaterialien gibt es eine Reihe von Verfahren, die verschiedene Vor- und Nachteile aufweisen. Im Labor des IBK wurden sehr gute Erfahrungen mit der Time Domain Reflectometry (TDR, auch deutsch Zeitbereichsreflektometrie) gemacht (Malicki et.al. 1992). Hierbei wird über die Permittivität der Gehalt an flüssigem Wasser gemessen. Eine Eisbildung ist dadurch ebenfalls als Verringerung des gemessenen Flüssigwassergehalts sichtbar.

Zur Messung werden Miniatur TDR-Sonden benutzt, die zwei Nadeln von 70mm Länge und 0.8 mm Durchmesser in 3,5mm Abstand besitzen. Diese müssen parallel im zu messenden Material liegen. In Dämmmaterialien, Schüttungen, Böden u.ä. ist die Einbringung leicht möglich; in festen Baustoffen dagegen müssen parallele Löcher dafür hergestellt werden. Bohren ist dafür nicht möglich. Daher werden diese Materialien geteilt, Doppel-Rillen in die Oberfläche geschleift und die beiden Oberflächen verklebt.

Da die Klebefuge das TDR-Signal beeinflussen könnte, wird während der Aufsättigung der Feuchtegehalt gemessen und damit die TDR Messung kalibriert. Abb. 5.2.8 zeigt die TDR-Sonde sowie das Werkzeug zur Einbringung der Schleiffrillen.

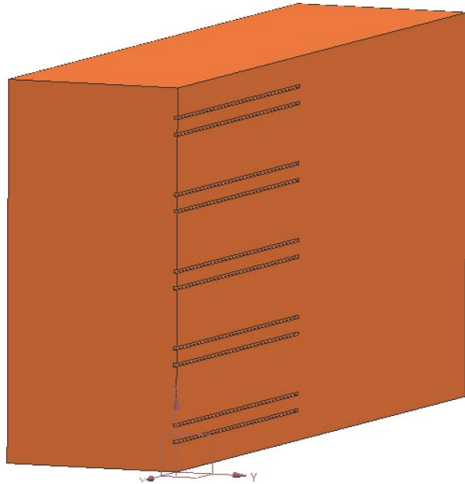


Abb. 5.2.8: Links: Foto einer TDR-Sonde (oben) und schematische Darstellung eines Probekörpers mit den Öffnungen für die Sonde. Rechts: Schleifwerkzeug, ohne Werkstück

5.2.4.2 Experimenteller Aufbau des Validierungsexperiments

Der Gesamtaufbau des Experiments ist in Abb. 5.2.9 dargestellt. Die TDR-Sensoren sind auf einer Seite der Proben eingeführt, die Temperatur auf der gegenüberliegenden Seite. Die Dämmung ist hier zur besseren Sichtbarkeit transparent dargestellt.

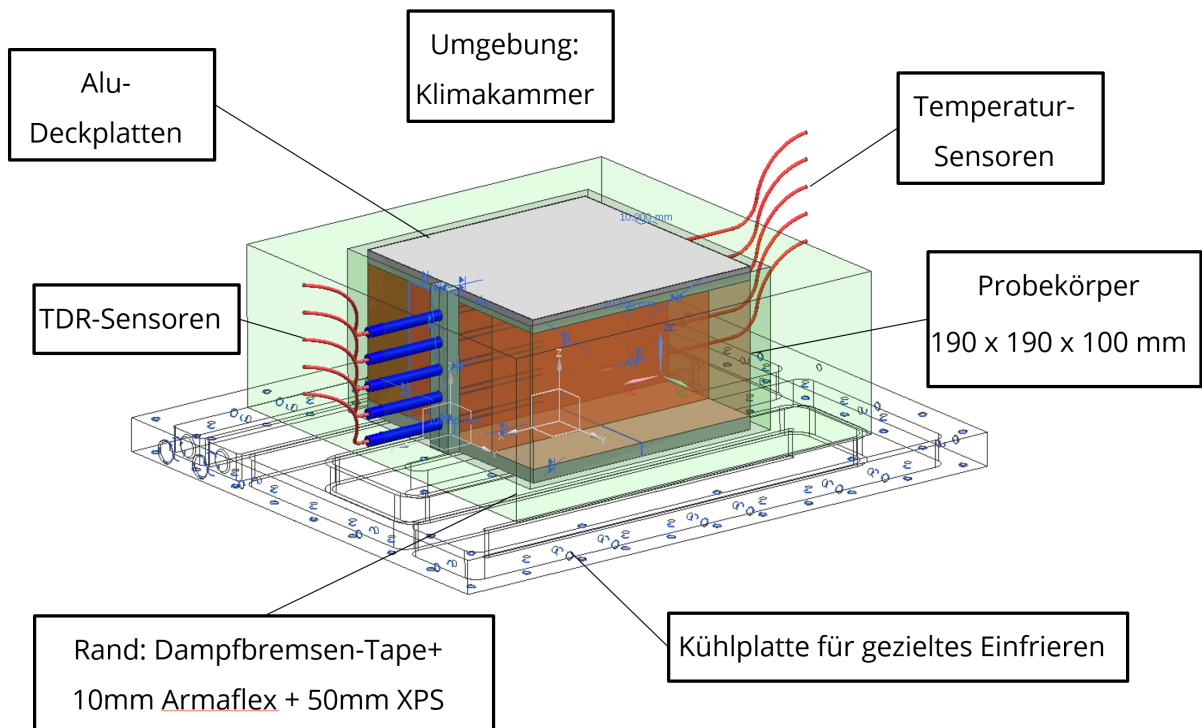


Abb. 5.2.9: Darstellung des experimentellen Gesamtaufbaus

Die Messungen der Temperatur und der mit TDR gemessenen Materialfeuchte aus dem Versuchslauf zeigt Abb. 5.2.10. Verfolgt man zunächst den Gang der Temperatur, ist bei Erreichen der Frostgrenze eine Unterkühlung der untersten Schicht mit Kontakt zum Kühlmedium um ca 1,5 K sichtbar. Nach dem Einsetzen des Gefriervorgangs springt die Temperatur wieder auf 0°C; dieser Sprung lässt sich auch in den weiter oben liegenden Sensoren beobachten. Dieser Effekt ist in der Literatur bekannt, ist aber im Simulationsmodell nicht enthalten und zeigt sich daher auch nicht in den folgenden Vergleichen Messung-Simulation.

Der gemessene Feuchtegehalt (rechte Achse) zeigt den oben beschriebenen Abfall beim Gefrieren, da durch die TDR-Methode nur die Flüssigwassermenge und nicht der Eisgehalt gemessen wird.

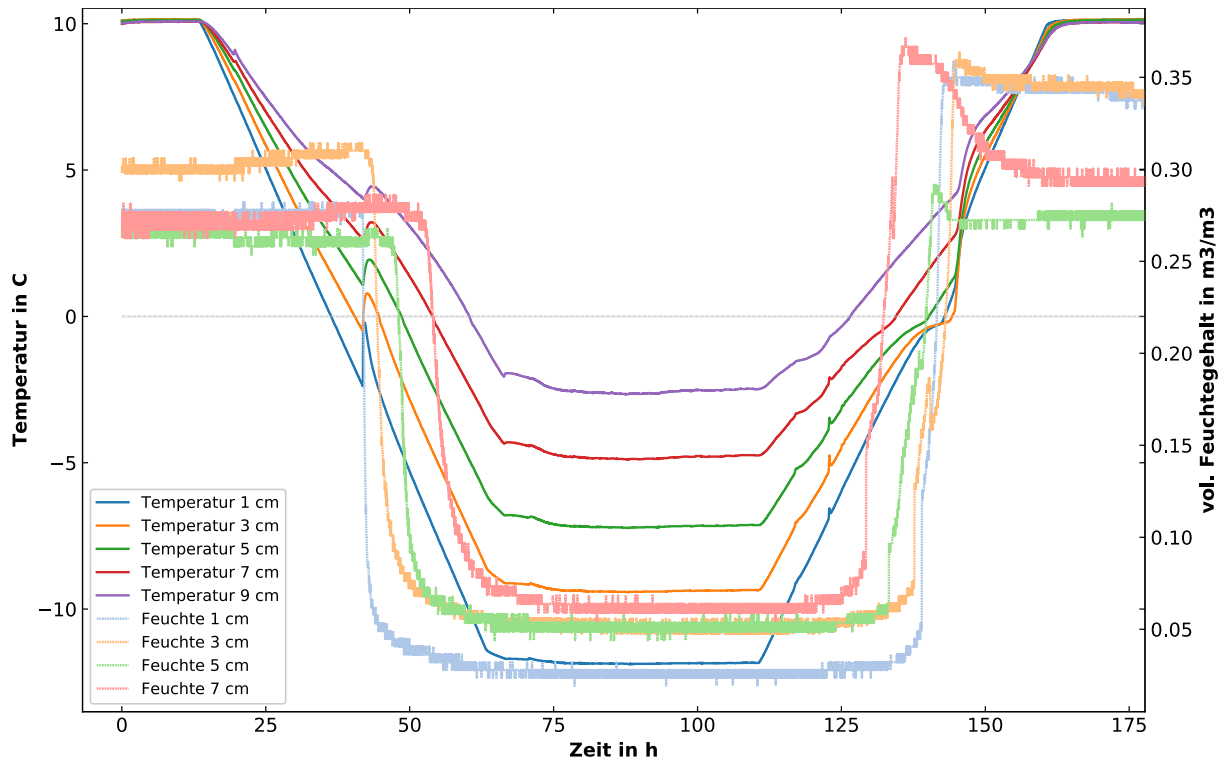


Abb. 5.2.10: Messwerte der Temperatur und des volumetrischen Flüssigwassergehaltes im Gefrierexperiment

Mit DELPHIN wurde das Experiment nachsimuliert; die Ergebnisse zeigt Abb. 5.2.11. Die erste Simulation (gepunktete Linien, „nicht kalibriert“ in Abb. 5.2.11) zeigen Abweichungen und insgesamt eine größere Temperaturspreizung der Temperaturen. Das lässt auf einen Fehler in der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit in der Simulation hin. Diese wird in der Standard-Materialcharakterisierung nur im trockenen Zustand gemessen und dann über eine lineare Abhängigkeit vom Feuchtegehalt angenommen. Kalibriert man diese entsprechend den Messwerten, so ergeben sich die als „kalibriert“ (gestrichelte Linien) bezeichneten Kurven. Diese zeigen eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Werten.

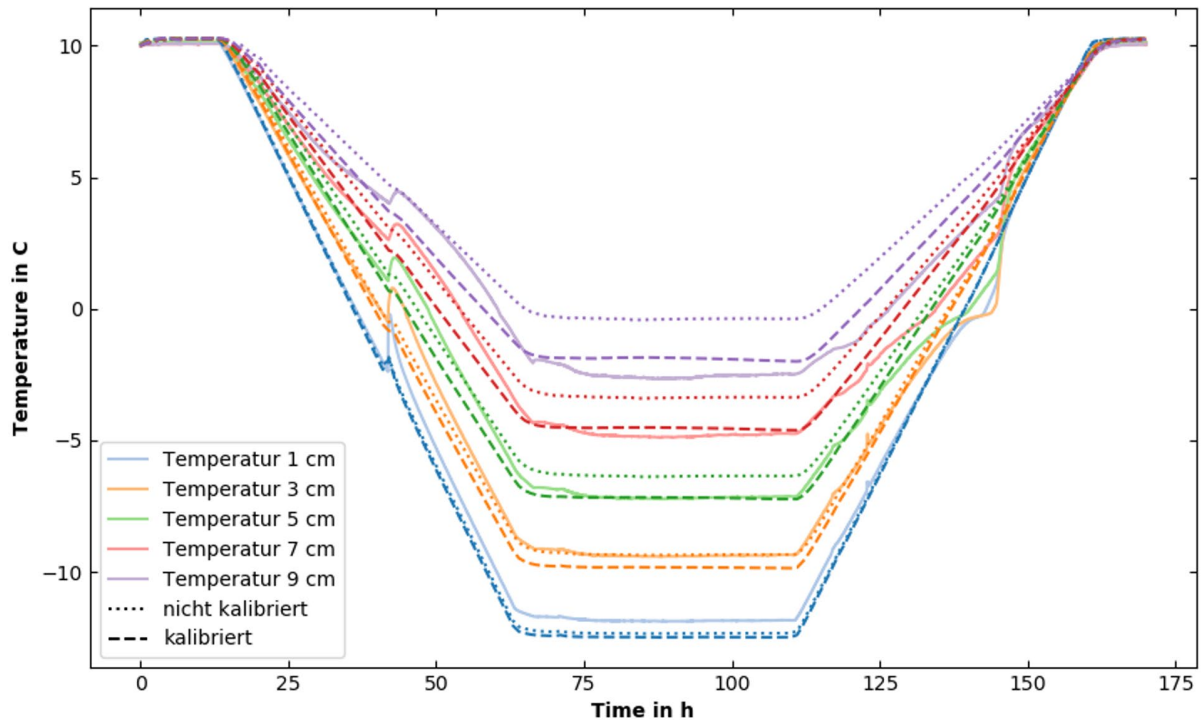


Abb. 5.2.11: Temperaturen beim Gefrier- und Auftauvorgang. Messung, ursprüngliche Simulation und Kalibrierung der Wärmeleitfähigkeit

Der beschriebene Versuchsaufbau hat allerdings den Nachteil, dass in der Simulation die obere und untere Randbedingung durch die Temperaturen der Kühlplatte und der Klimakammer vorgegeben sind. Die Temperaturen der einzelnen Schichten können sich also nur begrenzt frei einstellen, so dass sie nur begrenzt zur Kalibrierung der Wärmeleitfähigkeiten herangezogen werden können. Die Kühlung der Probenunterseiten ist für den Versuch notwendig, die Oberseite kann aber durch eine Wärmedämmung von der Klimakammer abgekoppelt werden und kann sich dann frei einschwingen.

Deshalb wurde ein weiterer Versuchslauf mit der gedämmten Oberseite über einen Zeitraum von 35 Stunden durchgeführt. Auch hier zeigen die nicht kalibrierten Simulationen deutliche Abweichungen, sowohl im Bereich oberhalb von 0°C als auch im gefrorenen Zustand (Abb. 5.2.12).

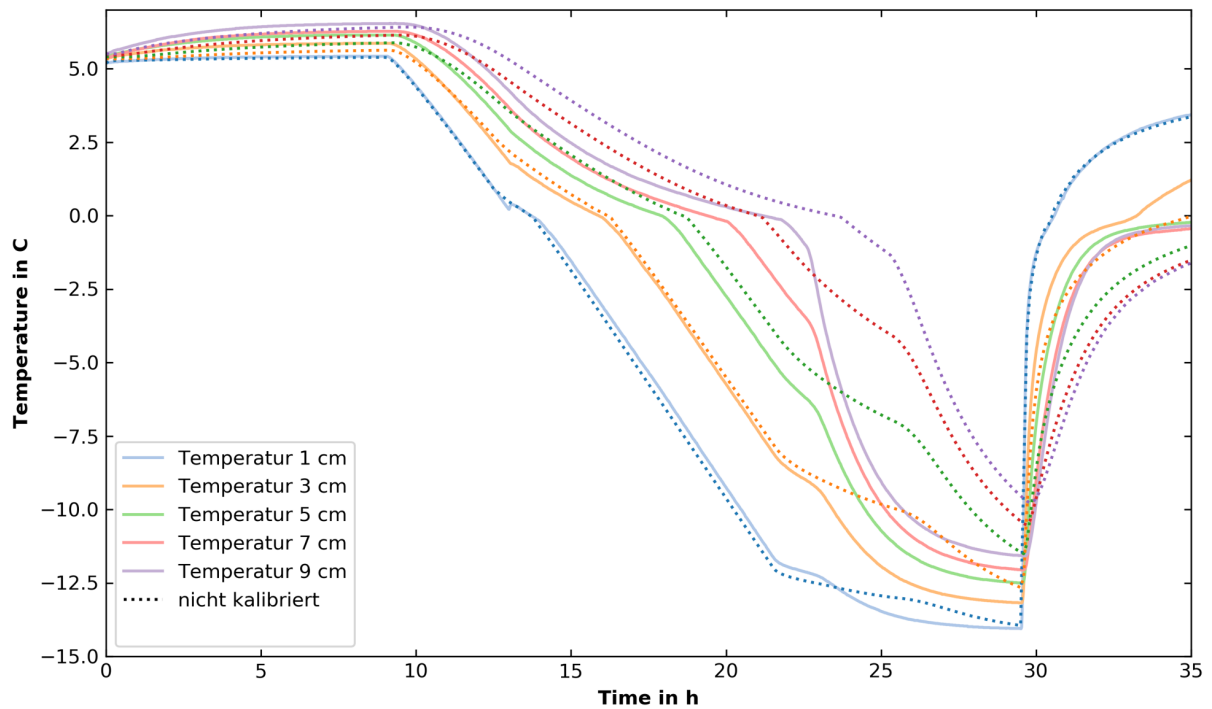


Abb. 5.2.12 Temperaturen des Gefrierversuchs mit gedämmter Oberseite in Messung und Simulation, Wärmeleitfähigkeiten nicht kalibriert

Wird hier eine Kalibrierung der wassergehaltsabhängigen Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta_{eff})$ sowie die eisgehaltsabhängige Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta_{ice,eff})$ wie oben beschrieben vorgenommen, so lassen sich die gemessenen Kurven gut nachvollziehen (Abb. 5.2.13). Die Abweichung ist dabei erheblich, $\lambda(\theta_{eff})$ wird dabei von 0,82 auf 1,39 und $\lambda(\theta_{ice,eff})$ von 1,39 auf 2,05 verändert. Das zeigt, dass die bisher in DELPHIN verwendete standardmäßige lineare Funktion bei hohen Feuchtegehalten und Eisbildung durch Messungen überprüft werden muss.

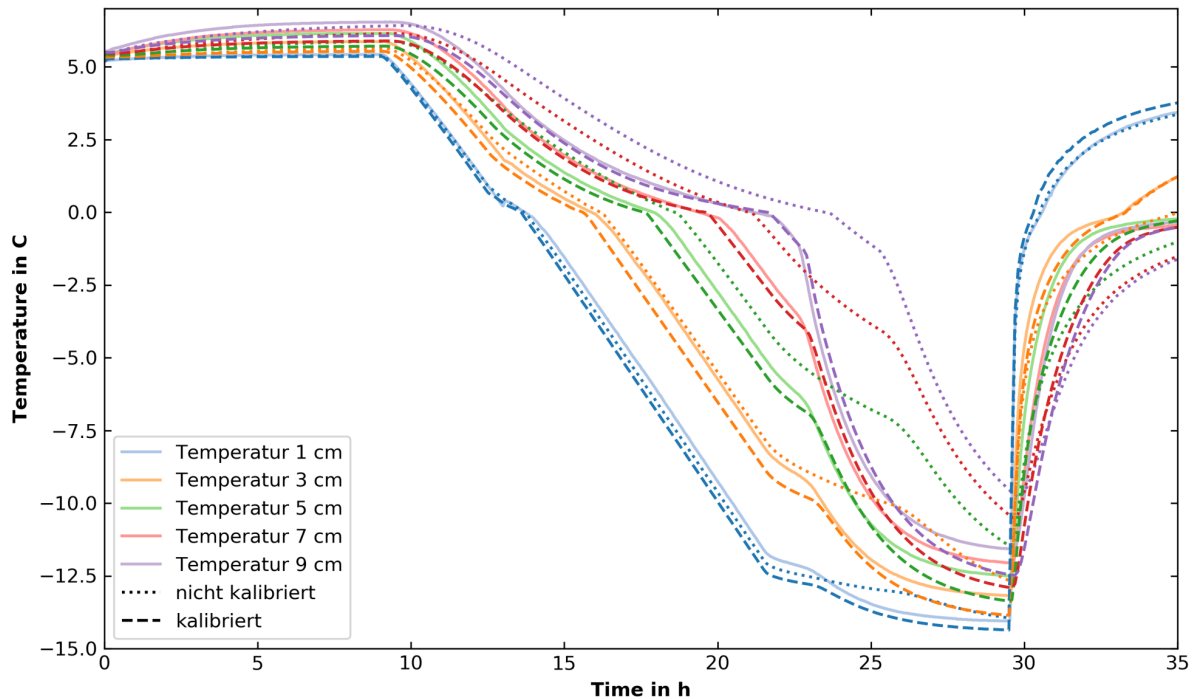


Abb. 5.2.13: Einfluss der Kalibrierung der flüssigwasser- und eisgehaltsabhängigen Wärmeleitfähigkeiten auf die simulierten Temperaturverläufe im Gefrierexperiment

5.2.5 Überführung der Ergebnisse in ein simulationsbasiertes Bewertungskriterium für Frostschäden

Aufbauend auf den Tasks 2.1 bis 2.4 wurde ein Verfahren für ein Bewertungskriterium entwickelt, das auf dem differentiellen Porenklassenschädigungspotential basiert. Dieses wird aus der Adaption des klassischen Frost-Tau-Wechselversuchs (CDF-Test) abgeleitet. Während im CDF-Test wassergesättigte Materialien im Labor Temperaturzyklen zwischen -20°C und $+20^{\circ}\text{C}$ ausgesetzt werden, gelten für das differentielle Porenklassenschädigungspotential abgestufte Randbedingungen (Teilsättigung, mildere Temperaturen). Damit können die Beiträge einzelner Porenklassenbereiche zur Frostschädigung eines Materials experimentell differenziert werden.

Das übergeordnete Ziel des Modells besteht in der Bewertung der Frostbeständigkeit von kapillarporösen Baustoffen unter hygrothermischer Bewitterung.

Die numerische Simulation des hygrothermischen Verhaltens von Außenwandkonstruktionen unter realen Klimabedingungen mit DELPHIN schließt auch die Beschreibung von Gefrierprozessen mit ein (Sontag et al. 2014).

Eine in der Simulation prognostizierte Eisbildung in der Konstruktion kann schon als Indikator für mögliche Frostschäden gewertet werden. Allerdings ist das noch kein hinreichendes Kriterium. Trotz Eisbildung muss noch nicht unbedingt eine Frostschädigung vorliegen, da auch die Frostbeständigkeit von Materialien in Bezug auf den Eisgehalt mit einbezogen werden muss. Diese muss für instationäre Verläufe von Feuchtegehalt und Temperatur gesondert bewertet werden.

Die Anwendung des im folgenden beschriebenen Verfahren setzt die numerische Simulation des hygrothermischen Verhaltens der betreffenden Baukonstruktion voraus. Die Auswertung berechneter Feuchte- und Temperaturverläufe an vorselektierten kritischen Punkten der Konstruktion führt auf eine Anzahl Frost-Tau-Wechsel. Die Anwendung des im Rahmen des Modells definierten Porenklassenschädigungspotentials ermöglicht dann Vorhersagen über die Frostbeständigkeit und damit über die zu erwartende Lebensdauer einer Fassadenkonstruktion.

5.2.5.1 Gefriergrenze

Aus thermodynamischen Gleichgewichtsbedingungen zwischen Eis und Flüssigphase des Wassers im Porensystem lässt sich die Gefriergrenze als Zusammenhang zwischen Kapillardruck und Gefriertemperatur ableiten (Grunewald 2022). Mit der bekannten Gleichung zur Berechnung der kapillaren Steighöhe kann man daraus eine Beziehung zwischen Kapillarradius und Temperatur herstellen und bei Anwendung der Kelvingleichung, welche thermodynamisches Gleichgewicht zwischen Flüssig- und Dampfphase voraussetzt, ergibt sich eine Beziehung zwischen relativer Luftfeuchte und Temperatur, wie in Abb. 5.2.14 dargestellt.

Die relative Luftfeuchte ist dabei diejenige im luftgefüllten Teil des Porensystems, die mit der Wasseraktivität der größten ungefrorenen Pore im Gleichgewicht steht. All diese unterschiedlichen Darstellungen der Gefriergrenze sind Ausdruck des gleichen physikalischen Sachverhalts: Wasser unterliegt in einem Porensystem einer zusätzlichen Spannung, deren Betrag in kleineren Kapillaren zunimmt und die Fähigkeit der Wassermoleküle zum Phasenwechsel einschränkt. Es stellt sich ein neues thermodynamisches Gleichgewicht zwischen den Phasen ein und die Gefriertemperatur sinkt.

Die Temperaturzyklen zwischen -20°C und $+20^{\circ}\text{C}$ des CDF-Tests, der im Labor mit wasser-gesättigten Probekörpern (100% rel. Luftfeuchte im Porensystem) durchgeführt wird, sind in Abb. 5.2.14 als horizontale blaue Linie eingezeichnet. Wenn Materialien diesen bestehen, gelten sie als frostbeständig. Daraus ergibt sich, dass die Überschreitung der Gefriergrenze allein kein hinreichendes Kriterium für Frostschädigung ist. Zur Charakterisierung der Frostbeständigkeit müssen weitere Aspekte mit einbezogen werden.

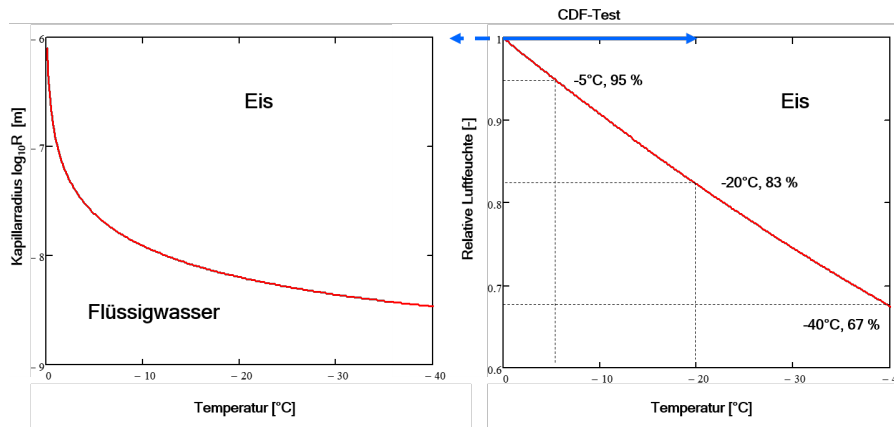


Abb. 5.2.14: Gefriergrenze von Flüssigwasser im Porensystem, hier dargestellt als Kapillarradius über Temperatur (links) und relative Luftfeuchte über Temperatur (rechts)

5.2.5.2 Prozessrichtungen der Kondensation und Eisbildung

Aus den thermodynamischen Gleichgewichtsansätzen folgt, dass Kapillarkondensation bei der kleinsten Pore beginnend hin zu den größeren Poren stattfindet. Die Eisbildung verläuft umgekehrt, von der größten hin zu den kleineren Poren. Die folgende Abb. 5.2.15 veranschaulicht diese Prozesse auf einer Porenskala von 1 mm bis zu 1 nm. Die Kapillarkondensation würde also bei Poren eines Durchmessers von 6-7 Wassermolekülen beginnen.

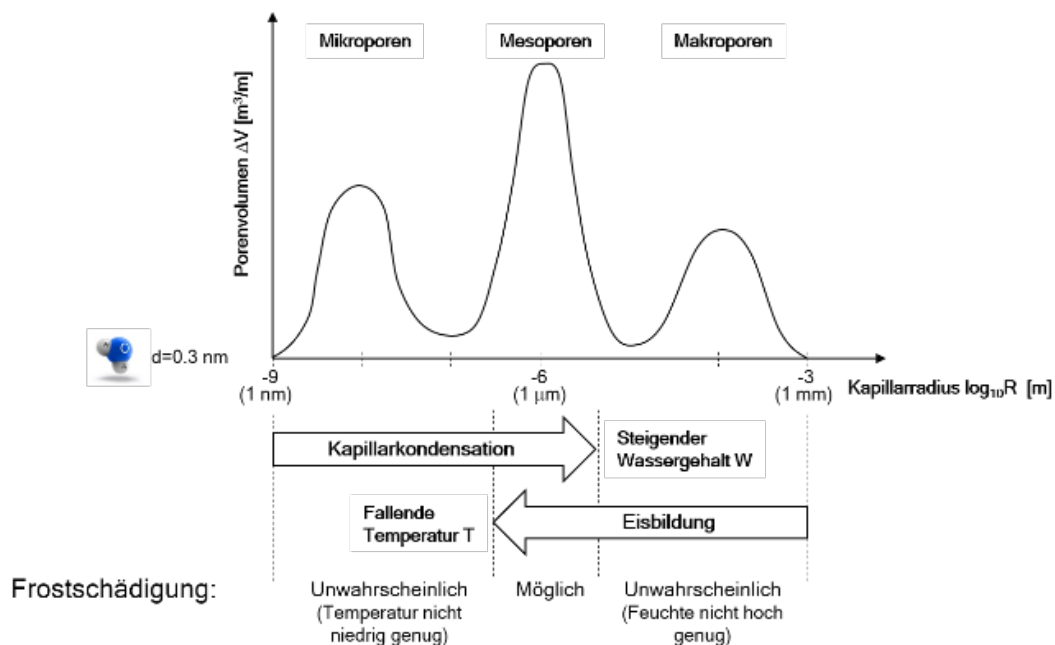


Abb. 5.2.15: Veranschaulichung der Prozessrichtung der Kondensation und Eisbildung unter thermodynamischen Gleichgewichtsbedingungen an einer schematisch dargestellten differentiellen Porenvolumenverteilung

In einer Fassadenkonstruktion sollten sehr hohe Feuchtegehalte und sehr tiefe Temperaturen unter natürlichen Klimabedingungen selten auftreten. Daraus folgt, dass Eisbildung und damit Frostschädigung mit großer Wahrscheinlichkeit in einem mittleren Porenbereich erfolgt, der wassergefüllt ist und der aufgrund der gegebenen Temperaturen gefrieren kann. Die Bestimmung der von Eisbildung betroffenen Porenbereiche ist normalerweise nicht im numerischen Simulationsmodell möglich. Ebenso wenig besteht bislang die Möglichkeit, einen Schädigungsgrad des Materials oder die Lebensdauer einer Baukonstruktion mit Hilfe der hygrothermischen Simulation zu prognostizieren. Aus diesem Grund wird das hier beschriebene Modell vorgeschlagen, das im Nachgang einer hygrothermischen Simulation angewendet wird und in einem Postprozessing-Tool implementiert werden kann.

5.2.5.3 Integrale Frost-Tau-Zyklen (CDF-Test)

Der CDF-Test kann unter Verwendung einer schematischen Porenvolumenverteilung veranschaulicht werden. Durch die spezielle Wahl der Randbedingungen (wassergesättigt, -20°C - 20°C) wird fast das gesamte Porenspektrum Frostbedingungen ausgesetzt. Beim Durchlaufen eines jeden Frost-Tau-Wechsels (FTW) würde das Porensystem nach hinreichend langer Einstellzeit bis zu einem Porenradius von 6.36 nm durchgefroren und danach wieder aufgetaut werden (das entspricht etwa 21 Wassermolekülen, siehe Abb. 5.2.16). Im Ergebnis des Experiments wird die Anzahl FTW bestimmt, die zu einer vollständigen Frostschädigung des Probekörpers führt. Unter der Annahme eines graduell und gleichmäßig wachsenden Schädigungsgrades wäre damit der Beitrag jedes einzelnen FTW zur Schädigung durch das Reziproke der gemessenen Anzahl FTW gegeben.

Dabei ist nicht bekannt, welche Porenklasse welchen Anteil zur Frostschädigung beiträgt. Es ist nicht auszuschließen, dass unter diesen Testbedingungen möglicherweise alle Poren, von der größten bis zur kleinsten, einen Schädigungsbeitrag geleistet haben. Deshalb wird hier von integraler Schadensakkumulation gesprochen.

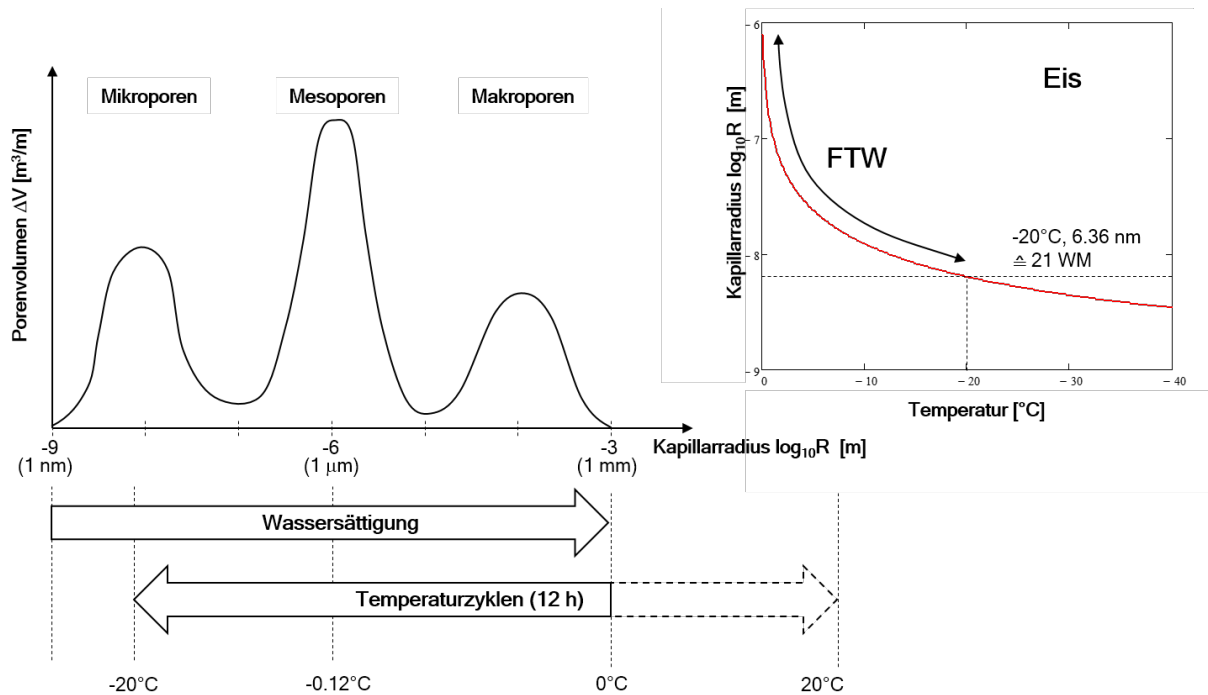


Abb. 5.2.16: Veranschaulichung der zyklischen Frostbeanspruchung des Probekörpers im CDF-Test durch eine schematische Porenvolumenverteilung, oben rechts das Durchlaufen der Gefriergerade

Zu beachten ist, dass bedingt durch die Steilheit der Gefriergerade im Bereich von Kapillarradien 1 μm bis 1 mm ein großer Teil der Makro- und Mesoporen innerhalb einer sehr kleinen Temperaturspanne von 0°C bis -0.12°C gefrieren müsste. Allerdings spielt dabei eine Reihe anderer Einflüsse mit eine Rolle, wie z.B. die zur Induktion des Gefrierprozesses notwendige Unterkühlung und die nachfolgende Wärmeabgabe durch Phasenumwandlung, so dass unbestimmt ist, wie die Eisbildung bei solch kleinen Temperaturänderungen im Porensystem genau abläuft. So ist es naheliegend, in diesem Bereich nicht die Temperatur als Führungsgröße zu wählen, sondern stattdessen mit ungesättigten Probekörpern zu arbeiten. Im Bereich von Kapillarradien zwischen 1 μm – 1 nm ist dagegen die Temperatur die dominierende Größe für die Eisbildung.

5.2.5.4 Diskrete Frost-Tau-Zyklen

Um die Frostbeständigkeit von Materialien unter natürlicher Feuchte- und Temperaturbeanspruchung zu bewerten, muss die Schadensakkumulation auch unter milderer Bedingungen experimentell bestimmt werden können. Beispielsweise kann die Frage gestellt werden, wo die Grenze liegt, bis zu der eine Konstruktion als frostsicher gelten kann und welche spezifischen hygrothermischen Materialeigenschaften dafür in der Herstellung erreicht werden müssen.

Wie oben schon gezeigt wurde, ist unter natürlicher Klimabelastung in der Regel nicht das gesamte Porenspektrum gleichermaßen betroffen. Wenn man die Versuchsbedingungen so abändert, dass die Eisbildung in bestimmten Porenklassen schrittweise ausgeschlossen werden kann, ermöglicht man damit eine differenzierte porenklassenspezifische Betrachtung. Daher wird vorgeschlagen, durch geeignete Abstufung der Sättigungsgrade und Temperaturen den

Porenbereich für Eisbildung Schritt für Schritt so einzuengen, wie schematisch in Abb. 5.2.17 dargestellt ist. Für den Porenbereich $R > 1 \mu\text{m}$ eine Abstufung des Sättigungsgrades sinnvoll, für $R < 1 \mu\text{m}$ ist dagegen eine Temperaturabstufung naheliegend. Die Kenntnis der Porenvolumenverteilung des Materials, die im Rahmen der üblichen experimentellen Materialcharakterisierung abgeleitet werden kann, ist in diesem Fall hilfreich, um eine sinnvolle Abstufung vornehmen zu können.

Für jede Abstufung der Versuchsbedingungen wird ein Testzyklus mit einer geeigneten Anzahl Probekörper gefahren. Für die parallele Ausführung aller Testzyklen ist die Herstellung möglichst homogener Probekörper mit voreingestellten Sättigungsgraden notwendig. Eine sequentielle Ausführung scheidet aus, weil vorgeschädigte Probekörper nicht wiederverwendet werden können. Außerdem bringt die parallele Herangehensweise zeitliche Vorteile. Es ist davon auszugehen, dass bei stärker frostbeständigen Materialien eine größere Anzahl an Zyklen gefahren werden muss.

Die Anzahl der bis zur vollständigen Frostschädigung notwendigen FTW wird analog zur Herangehensweise im CDF-Test erfasst. Zu erwarten ist, dass die Anzahl FTW mit stärkerer Einschränkung der Versuchsbedingungen wächst. Es entspricht den Erfahrungen, dass stärker gesättigte Materialien zu mehr Frostschäden neigen. Genauso ist zu erwarten, dass weniger harsche Temperaturbedingungen zu geringeren Schäden führen. In Abbildung 4 rechts unten ist beispielhaft das Ergebnis eines Durchlaufs aller Testzyklen aufgezeigt. Die Anzahl der FTW bis zum Erreichen der Frostschädigung nimmt mit der Anzahl der ausgeschlossenen Porenklassen zu.

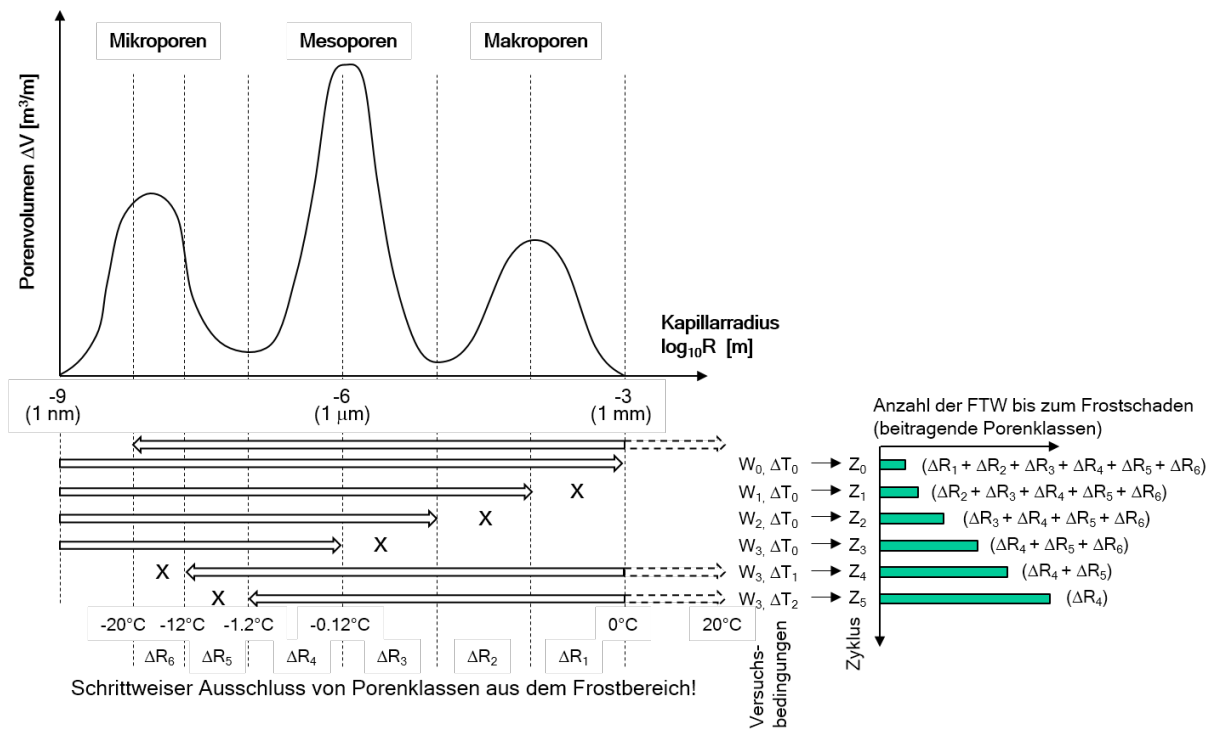


Abb. 5.2.17: Links: Abstufung der Versuchsbedingungen durch schrittweisen Ausschluss von Porenklassen aus der Eisbildung, um eine differenzierte Ermittlung der Schadensakkumulation zu erreichen; Rechts: Daraus abgeleitete FTW-Verteilung (Anzahl FTW bis zum Frostschaden über ausgeschlossener Porenklasse).

5.2.5.5 Erstellung einer Materialcharakteristik

Die Auswertung der in Abbildung 4 dargestellten FTW-Verteilung erlaubt mittels eines einfachen Algorithmus die Ableitung eines differentiellen Porenklassenschädigungspotentials als Materialcharakteristik (Abbildung 5).

1. Invertierung: Im ersten Schritt wird die FTW-Verteilung invertiert und damit ein integrales Porenklassenschädigungspotential definiert. Das Attribut integral wird deshalb verwendet, weil bei jedem Testzyklus (bis auf den letzten) immer mehrere Porenklassen an der Schadensakkumulation beteiligt sind.
2. Differenzierung: Im zweiten Schritt wird die erhaltene Charakteristik differenziert. Dem liegt die Annahme zugrunde, dass das Schädigungspotential eine extensive Größe darstellt, bei der durch Differenzenbildung der Beitrag einer fehlenden Porenklasse zur Schädigung quantifiziert werden kann.

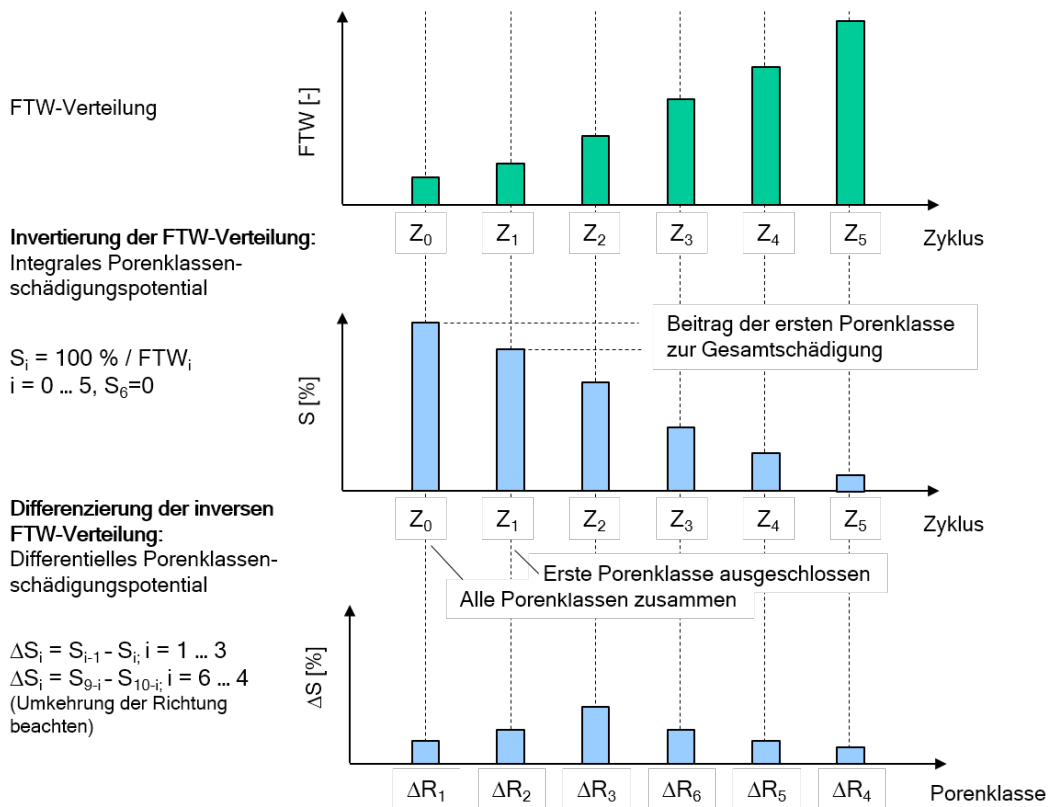


Abb. 5.2.18: Algorithmus zur Erstellung des differentiellen Porenklassenschädigungspotentials

5.2.5.6 Auswertung der Simulation

Das hergeleitete differentielle Porenklassenschädigungspotential beschreibt, welcher Schädigungsfortschritt zu erwarten ist, wenn ein Frost-Tau-Wechsel in einer Porenklasse stattfindet. Die hygrothermische Simulation liefert orts- und zeitabhängige Feuchte- und Temperaturverteilungen in der Konstruktion. Da hierdurch hinreichende Informationen über die Anzahl der FTW vorliegen, kann das differentielle Porenklassenschädigungspotential zur Auswertung hinsichtlich des Frostschadigungsgrades von Baukonstruktionen unter natürlichen Klima-bedingungen heran gezogen werden. Ist das numerische Modell in der Lage, Gefrier- und Auftauprozesse mitzuberechnen, ist deren Wirkung auf die Feuchte- und Temperaturfelder schon mit integriert, was einen Vorteil darstellt.

In Abbildung 6 ist schematisch die schrittweise Annäherung an eine volle Schädigung als Ergebnis der Auswertung von Feuchtegehalten und Temperaturen über einen bestimmten Simulationszeitraum dargestellt. Aus ingenieurstechnischer Sicht würde man sich potentiell kritische Punkte der Konstruktion auswählen und dort Feuchte- und Temperatursensoren setzen, um zeitlich hochaufgelöste Zeitreihen (z.B. Stunden-schritte) zu generieren.

Auf dieser Basis kann geprüft werden, ob und in welcher Porenklasse ein FTW stattgefunden hat: dieser hat stattgefunden, wenn die Porenklasse vollständig gefroren und danach wieder aufgetaut ist, wobei gilt:

- eine Porenklasse ist vollständig gefroren, wenn $W > W(R_i)$ und $T < T(R_{i-1})$ ist und
- eine Porenklasse ist vollständig aufgetaut, wenn $W < W(R_{i-1})$ und $T > T(R_i)$ ist.

Porenklassen können also definitionsgemäß nur zwei Zustände haben: vollständig gefroren oder vollständig aufgetaut. Zwischenzustände, wie z.B. halb gefroren werden nicht betrachtet. Dies ist zu beachten, wenn die Einteilung in Porenklassen vorgenommen wird.

Um die Auswertung des Schädigungsgrades durchführen zu können, müssen die Funktionen $W(R)$ und $T(R)$ bekannt sein. $T(R)$ ist die Umkehrfunktion der eingangs eingeführten Gefriergrenze nach Umrechnung des Kapillardrucks in einen Kapillarradius. $W(R)$ ist dagegen eine Funktion, die durch Umrechnung der Feuchtespeicherfunktion von Kapillardruck in Kapillarradius gewonnen wird.

Zur Umrechnung des Kapillardrucks in einen Kapillarradius wird immer die bekannte für kreisrunde Kapillaren gültige Beziehung mit der Oberflächenspannung des Wassers verwendet. Da dies grundsätzlich so geschieht, ist der Kapillarradius durchweg als idealisierte (Hilfs-)Größe zu betrachten, die nur der Veranschaulichung dient. Der Kapillardruck hat dagegen eine konkrete physikalische Bedeutung (Differenzdruck zwischen Flüssig- und Gasphase).

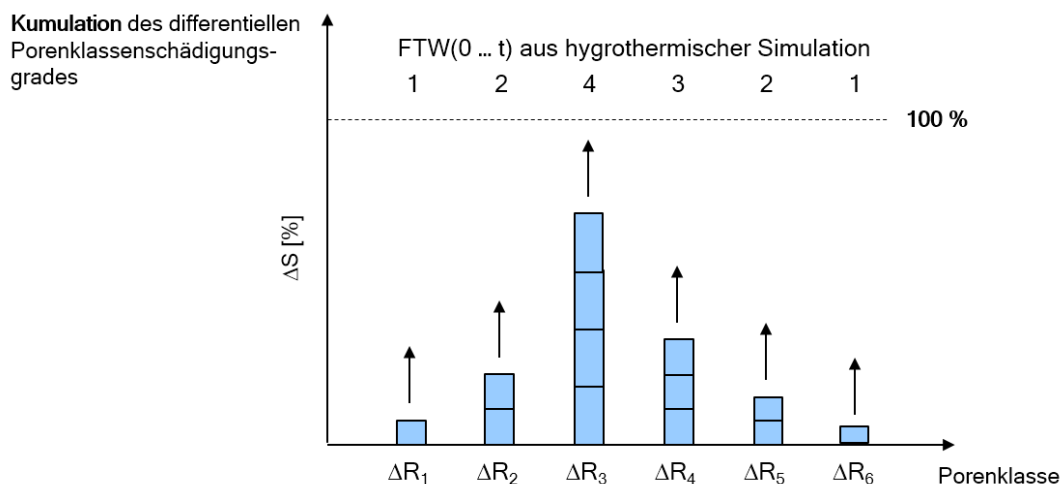


Abb. 5.2.19: Kumulation des differentiellen Porenklassenschädigungsgrades durch Auswertung der Feuchte- und Temperaturfelder aus einer numerischen Simulation

Die Anwendung des Verfahrens erfolgt in Kombination mit der hygrothermischen Simulation einer betreffenden Baukonstruktion. Die Simulation liefert zeitliche Feuchte- und Temperaturverläufe an kritischen Punkten der Konstruktion, die mit Hilfe eines Postprozessingtools ausgewertet werden können. Daraus lässt sich eine resultierende Anzahl Frost-Tau-Wechsel (FTW) pro Porenklasse ermitteln, welche dann mit Hilfe des differentiellen Porenklassenschädigungspotentials ausgewertet werden. Durch die Kumulation des Porenklassenschädigungspotentials

ergibt sich die Möglichkeit, die Frostbeständigkeit der Konstruktion über eine geplante Lebenszyklusdauer zu bewerten, bzw. Prognosen über den Zeitpunkt des Erreichens bestimmter Schädigungsgrade anzustellen.

5.3 Metallkorrosion in mineralischen Baustoffen (IBP)

In Rahmen dieses Arbeitspakets soll das vom Fraunhofer-Institut für Bauphysik IBP in Zusammenarbeit mit dem Politecnico di Milano entwickelte, instationäre Prognosemodell zur Ermittlung von Korrosionsstart und Korrosionsfortschritt (Materialverlust) auf Basis der hygrothermischen Verhältnisse in verschiedenen mineralischen Umgebungsmaterialien eingebetteten Metallen (Marra 2012, Marra et al. 2015) weiterentwickelt und validiert werden.

Mit Hilfe von hygrothermischen Simulationen können die beiden Haupt-Einflussfaktoren Temperatur und Feuchte auf die Korrosion von Metallen, die in mineralische Materialien wie Mörtel oder Putz „eingebettet“ sind, präzise prognostiziert werden. Das instationäre Korrosionsmodell des IBP soll im Rahmen dieses Projekts mit Hilfe von Literatur- und Versuchsauswertungen validiert und geeignete Vorgaben für die praktische Anwendung entwickelt werden sowie eine Klassifizierung von bauüblichen mineralischen Verbindungsmaterialien erfolgen, die eine einfache Zuordnung des korrosiven Milieus ermöglicht.

5.3.1 Literaturlauswertung Grundlagen der Korrosion in Beton

Im Folgenden werden die theoretischen Grundlagen der Stahlkorrosion in karbonisiertem Beton und Mörtel kurz zusammengefasst und die Lebensdauer von bewehrten Bauwerken und deren zwei Phasen beschrieben: Karbonatisierung und Korrosion. Diese sind hauptsächlich den Handbüchern von Bertolini et al. (2013) und von Broomfield (2007) entnommen.

Nutzungszyklus von bewehrtem Beton und Mörtel

Der Nutzungszyklus von Stahlbetonkonstruktionen kann nach dem Tuutti-Modell (Tuutti 1982) in zwei Phasen unterteilt werden (siehe Abb. 5.3.1):

- Die erste Phase ist die Initiierung der Korrosion, in der die Bewehrung passiv ist, aber Phänomene auftreten, die zum Verlust der Passivität führen können, z. B. Karbonatisierung oder Eindringen von Chloriden in die Betonüberdeckung.
- Die zweite Phase ist das Fortschreiten der Korrosion, die mit der Depassivierung des Stahls beginnt, und endet, wenn ein Grenzzustand erreicht ist, über den hinaus die Folgen der Korrosion nicht mehr tolerierbar sind.

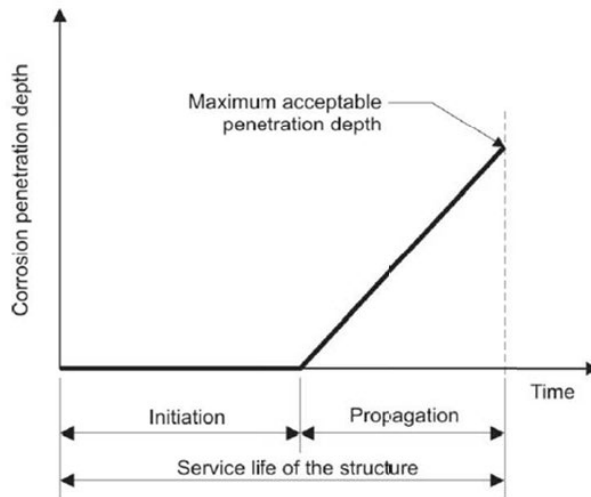


Abb. 5.3.1: Nutzungszyklus von Stahlbeton nach dem Modell von Tuutti (1982).

Karbonatisierung von Beton und Mörtel

Während der Initiierungsphase dringen aggressive Substanzen wie CO_2 und Chloride (letztere werden hier nicht weiter berücksichtigt), die den Stahl depassivieren können, von der Oberfläche in den Beton ein. Beginnend an der Oberfläche des Betons und langsam ins Innere wandernd, kann die Alkalität des Betons durch Reaktion mit Kohlendioxid aus der Luft neutralisiert werden. Dadurch sinkt der pH-Wert der Porenlösung des Betons von ursprünglich 13 bis 14 auf einen Wert von etwa 9, bei dem der Passivität nicht mehr gegeben ist. Dieser Vorgang läuft in feuchten Umgebungen ab, da das in der Luft vorhandene Kohlendioxid mit Wasser eine saure wässrige Lösung bildet, die mit dem Zementstein reagieren kann und dazu beiträgt, die Alkalinität des Betons zu neutralisieren (dieser Vorgang wird als Karbonatisierung bezeichnet). Die Reaktion beginnt an der Oberfläche des Betons und bewegt sich allmählich in die tieferen Schichten, bis sie schließlich den Stahl erreicht. Die Reaktion, die in wässriger Lösung abläuft, kann schematisch wie folgt beschrieben werden:



Die Karbonatisierung verursacht keine Schäden am Beton selbst, kann aber zu einem Schwinden des Betons führen. Bei Beton aus Portlandzement kann die Karbonatisierung sogar zu einer Verringerung der Porosität und dadurch zu einer höheren Festigkeit führen. Die Karbonatisierung hat jedoch erhebliche Auswirkungen auf die Korrosion des eingebetteten Stahls. Hier sinkt der pH-Wert der Porenlösung von normalen Werten von pH 13 bis 14 auf nahezu neutrale Werte.

Auf unlegiertem Bewehrungsstahl, der in alkalischem Beton eingebettet ist, bildet sich spontan eine dünne schützende Oxidschicht (der Passivschicht). Dieser Passivfilm ist nur wenige Nanometer dick und besteht aus mehr oder weniger hydratisierten Eisenoxiden mit unterschiedlichem Anteil an Fe(II) und Fe(III). Die Schutzwirkung der Passivschicht ist unempfindlich bei mechanischen Beschädigungen der Stahloberfläche. Sie kann jedoch durch Karbonatisierung

des Betons oder durch Chloridionen zerstört werden, der Betonstahl wird dann depassiviert. Die Zerstörung der Schutzschicht (Passivschicht) ist die notwendige Voraussetzung für den Beginn der Korrosion. Ist die Schutzschicht zerstört, kann Korrosion auftreten, wenn Wasser und Sauerstoff an der Oberfläche der Bewehrung vorhanden sind. Die Korrosionsgeschwindigkeit bestimmt die Dauer, die erforderlich ist, um den nicht mehr akzeptablen Zustand der Konstruktion zu erreichen. Die Dauer kann abhängig von Temperatur und Luftfeuchte stark variieren.

Die Karbonatisierungsrate nimmt mit der Zeit ab, da das CO₂ durch die Poren der bereits karbonisierten Außenschicht diffundieren muss. Dieser zeitliche Eindringvorgang der Karbonatisierung kann durch die folgende Gleichung beschrieben werden:

$$d = K \cdot \sqrt{t} \quad (2)$$

Dabei ist t die Zeit [Jahre] und K [mm/y^{1/2}] der Karbonatisierungskoeffizient, der als Maß für die Eindringrate der Karbonatisierung bei gegebenen Beton- und Umgebungsbedingungen angewendet werden kann.

Die Karbonatisierungsrate hängt sowohl von den Umgebungsbedingungen (Feuchtigkeit, Temperatur, Kohlendioxidkonzentration) als auch von betonspezifischen Faktoren (hauptsächlich Alkalität und Diffusionswiderstand) ab:

- Feuchte - Die Geschwindigkeit der Karbonatisierung ändert sich aus zwei Gründen mit der Feuchte des Betons. Erstens wird die Diffusion von Kohlendioxid im Beton durch die freien Poren erleichtert, während sie durch die mit Wasser gefüllten Poren nur langsam möglich ist. Die CO₂-Diffusionsgeschwindigkeit nimmt folglich mit zunehmender Feuchte des Betons ab, bis sie bei wassergesättigtem Beton zum Erliegen kommt. Das heißt, wenn der Beton nass ist, dringt kein CO₂ ein. Andererseits findet die Karbonatisierungsreaktion nur in Anwesenheit von Wasser statt, in trockenem Beton ist sie vernachlässigbar (siehe Abb. 5.3.2).
- CO₂-Konzentration - Die Konzentration von Kohlendioxid in der Luft kann von 0,04 % in ländlichen Gebieten bis zu mehr als 0,1 % in städtischen Gebieten reichen.
- Temperatur - Ein Anstieg der Temperatur bei sonst gleichbleibenden Bedingungen führt zu einer Erhöhung der Karbonatisierungsrate.
- Zusammensetzung des Betons - Die Durchlässigkeit des Betons hat einen erheblichen Einfluss auf die Diffusion von Kohlendioxid und damit auf die Karbonatisierungsrate. Eine Verringerung des w/c-Wertes, die auch die kapillare Porosität des Zementsteins reduziert, verlangsamt das Eindringen von Kohlendioxid. Auch die Art des Zements beeinflusst die Karbonatisierungsrate. Die Fähigkeit des Zements, CO₂ zu binden, ist proportional zur Alkalität des Zementsteins.

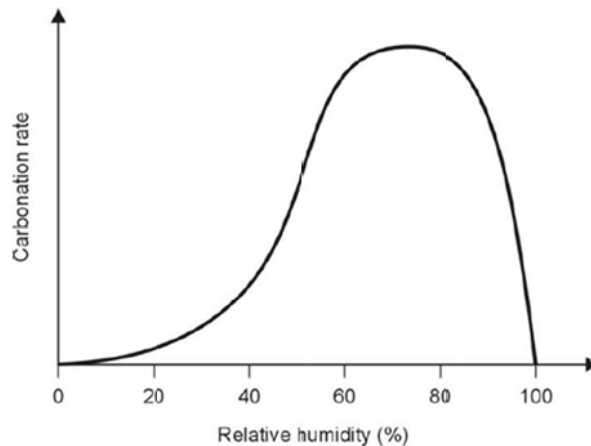


Abb. 5.3.2: Karbonatisierungsrate von Beton in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte im Gleichgewicht nach Tuutti (1982).

Korrosion von Stahl in Beton / Mörtel

Korrosion ist ein elektrochemischer Prozess, der an der Metalloberfläche in Gegenwart von Wasser und Sauerstoff abläuft. Letzterer ist in den Poren des Einbettungsmaterials enthalten und stellt den Elektrolyten dar, der die Korrosion der Stahlbewehrung ermöglicht. Der Prozess selbst kann wie folgt dargestellt werden:



(Eisen + Wasser + Luft → Korrosionsprodukte)

Wichtig für den Korrosionsprozess ist das Vorhandensein von Sauerstoff und Wasser (eine dünne Schicht von wenigen Nanometern auf der Metalloberfläche). Darüber hinaus muss auch die chemische Zusammensetzung des Wassers (pH-Wert) und die Temperatur (bei Vorhandensein von Feuchte gilt: je höher die Temperatur, desto schneller der Prozess) berücksichtigt werden.

Der Korrosionsprozess lässt sich schematisch als Kreislauf darstellen (siehe Abb. 5.3.3), in dem vier verschiedene Teilprozesse gleichzeitig ablaufen, d. h. sie treten zur gleichen Zeit und mit der gleichen Geschwindigkeit auf (Bertolini et al. 2013):

- Der anodische Prozess, d.h. die Oxidation von Eisen, bei der Elektronen in der metallischen Phase freigesetzt werden und Eisenionen entstehen, deren Hydrolyse die Säurebildung verursacht.
- Der kathodische Prozess, d. h. die Reduktion von Sauerstoff, die Elektronen verbraucht und zur Alkalität führt.
- Der Transport von Elektronen innerhalb des Metalls.
- Der Transport von Ionen in der Umgebung, d.h. dem Elektrolyten (hier das Wasser in den Poren des Mörtels oder Ziegels).

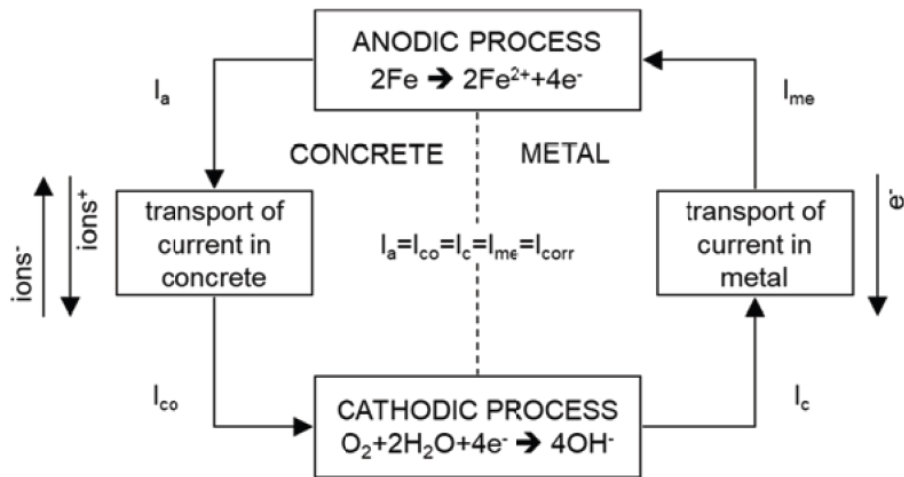


Abb. 5.3.3: Schematische Darstellung des elektrochemischen Mechanismus der Stahlkorrosion nach Bertolini et al. (2013).

Da diese vier Prozesse mit der gleichen Geschwindigkeit ablaufen, welche der Geschwindigkeit des gesamten Korrosionsprozesses (I_{corr}) entspricht, wird die Korrosionsgeschwindigkeit durch den langsamsten der vier Teilprozesse gesteuert. Der Stromtransport innerhalb des Metalls kann immer ablaufen und reduziert daher die Korrosionsgeschwindigkeit nicht. Stattdessen kann unter bestimmten Bedingungen jeder der drei anderen Prozesse sehr langsam ablaufen und damit die Geschwindigkeit begrenzen. Insbesondere wird die Korrosionsgeschwindigkeit vernachlässigbar, wenn eine der folgenden Bedingungen erfüllt ist:

- Der anodische Prozess ist langsam, wenn die Bewehrung passiv ist (Elektrolyt $\text{pH} > 11,5$), z.B. wenn der Stahl in Kontakt mit alkalischen oder nicht kohlenstoffhaltigen Mörteln ist. Dies ist die so genannte passive Kontrolle.
- Der kathodische Prozess ist langsam, wenn die Sauerstoffzufuhr an die Oberfläche der Bewehrung gering ist, z.B. wenn die Poren des Materials, das die Bewehrung umgibt, ständig mit Wasser gesättigt sind (selten in Gebäuden); dies ist die so genannte Sauerstofftransportkontrolle.
- Wenn der elektrische Widerstand des Einbettungsmaterials hoch ist, z.B. bei Bauwerken, die einer trockenen Umgebung mit geringer relativer Luftfeuchte ausgesetzt sind; dies ist die so genannte ohmsche Kontrolle.

Unter der letztgenannten Bedingung wird die Leitung des Stroms durch die Poren aufgrund des Fehlens einer flüssigen Phase im Inneren des porösen Baumaterials, in das das Metall eingebettet ist, reduziert.

Die Geschwindigkeit dieses Prozesses hängt von der chemischen Zusammensetzung des in den Poren vorhandenen Wassers (d.h. vom pH-Wert), ihrer Mikrostruktur und ihrem Feuchtegehalt ab, wobei letzterer von den hygrothermischen Bedingungen der Umgebung beeinflusst wird. Dieses breite Spektrum von Umgebungs- und Materialparametern, einschließlich ihrer gegenseitigen Wechselwirkung, kann eine komplexe Rolle spielen, und dadurch die Prognose der Korrosion erschwert. Die Untersuchung der Abhängigkeit der Korrosionsrate von Stahlbewehrungen von

diesen Bedingungen ist jedoch ein Thema von großem Interesse im Hinblick auf die Optimierung von Sanierungsmethoden und die Erstellung eines dauerhaften Ansatzes für die Erhaltung von Gebäuden.

Der üblicherweise verwendete Parameter zur Beschreibung der Korrosion in karbonatisiertem Beton und Mörtel ist die Korrosionsrate (I_{corr} oder i_{corr} , wenn als Stromdichte ausgedrückt) und wird i.d.R. als Eindringrate bezeichnet und in $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ gemessen. Diese kann auch, wie bei Laboruntersuchungen, in elektrochemischen Einheiten ausgedrückt werden, d.h. in mA/m^2 oder in $\mu\text{A}/\text{cm}^2$. Im Falle von Stahl entspricht $1 \text{ mA}/\text{m}^2$ oder $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ einem Massenverlust von etwa $9 \text{ g}/(\text{m}^2 \text{ Jahr})$ und einer Eindringgeschwindigkeit von etwa $1,17 \mu\text{m}/\text{Jahr}$. Im Allgemeinen kann die Korrosionsrate als vernachlässigbar angesehen werden, wenn sie unter $1 - 2 \mu\text{m}/\text{Jahr}$ liegt, als gering zwischen 2 und $5 \mu\text{m}/\text{Jahr}$, als mäßig zwischen 5 und $10 \mu\text{m}/\text{Jahr}$, als mittel zwischen 10 und $50 \mu\text{m}/\text{Jahr}$, als hoch zwischen 50 und $100 \mu\text{m}/\text{Jahr}$ und als sehr hoch bei Werten über $100 \mu\text{m}/\text{Jahr}$ (Bertolini et al. 2013).

5.3.1.1 Einflussfaktoren auf das Korrosionsverhalten von Stahl in karbonatisiertem Beton und Mörtel

Um das Korrosionsverhalten von karbonatisiertem Beton vorhersagen zu können, wird im ersten Schritt eine Literaturlauswertung durchgeführt, um den Einfluss verschiedener Faktoren auf die Korrosion zu abzuschätzen.

Nach Stefanoni et al. (2018) hat die Art des Einbettungsmaterials keinen statistisch relevanten Einfluss auf die Korrosionsrate, jedoch gibt es in der Literatur keine umfassende und zufriedenstellende Behandlung dieser Aussage (Markeset et al. 2008). Die wichtigsten Parameter, die die Korrosionsrate von Stahl in karbonatisiertem Mörtel und Beton beeinflussen, sind die Expositionsbedingungen sowie die Mikrostruktur (Bertolini et al. 2013, Broomfield 2007, Nilsson (1996). Hierbei wird die Mikrostruktur (d. h. die Porosität) von Beton/ Mörtel durch das Wasser-Bindemittel-Verhältnis und die Art des Bindemittels (und damit auch den pH-Wert der Porenlösung) beeinflusst. Zu den Expositionsbedingungen gehören die Sauerstoffzufuhr an der Stahloberfläche und die Temperatur und die Feuchtigkeit (relative Feuchte und Wassergehalt).

Darüber hinaus beeinflussen sich diese Faktoren gegenseitig. Der elektrische Widerstand (ρ) hängt z.B. vom Beton/ Mörtel ab (der im Falle von Widerstandsmessungen zum Korrosionsfortschritt den ausschlaggebenden Wert darstellt) und wird gleichzeitig von Porosität, Sauerstoffzufuhr, relativer Luftfeuchte und Temperatur beeinflusst. In den folgenden Abschnitten werden die Haupt- und Nebenfaktoren, die die Korrosionsrate beeinflussen, behandelt und wichtigsten in der Literatur veröffentlichten Informationen zusammengestellt und ausgewertet werden. Folgende Nebeneinflüsse auf die Korrosionsraten von Stahl in karbonatisiertem Beton sind in der Literatur genannt (Bertolini et al. 2013, Stefanoni et al. 2018):

- Zustand der Stahloberfläche, einschließlich Oberflächenbehandlungen, Bildung von Oxidschichten (Rost) und das Vorhandensein von galvanischen Wechselwirkungen

zwischen verschiedenen Teilen der Bewehrung (Stefanoni et al. 2018, Markeset und Myrdal 2008)

- Elektrochemische Messtechnik des Prüfverfahrens zur Bestimmung der Korrosionsraten kann die Ergebnisse beeinflussen (Stefanoni et al. 2018).

Zu den letztgenannten Punkten liegen in der Literatur nur wenige oder gar keine Informationen vor. Hier weisen Stefanoni et al. (2018) auf Bedarf an weiteren Studien hin, daher werden diese Punkte hier nicht weiter diskutiert.

Auch das Vorhandensein von Chloriden im Beton kann Auswirkungen auf die Korrosionsrate von Stahl in karbonisiertem Beton oder Mörtel haben. Hier werden jedoch nur Fälle mit reiner Karbonatisierung ohne Chlorideinwirkung betrachtet.

Wasser-Bindemittel-Verhältnis (w/c-Wert)

Die meisten Studien zur Korrosion in karbonisiertem Beton berücksichtigen konstante Wasser-Bindemittel-Verhältnisse im Bereich zwischen 0,40 und 0,65 (Stefanoni et al. 2018). Mehrere Autoren gehen dabei auf den Einfluss des Wasser-Bindemittel-Verhältnisses auf die Korrosionsrate ein (Parrott 1994, Constantinou und Scrivener 1995, Saguez et al. 1997, Moreno und Sagues 1998, Moreno et al. 2004, Varjonen 2004, Moreno und Cob-Sarabia 2005, Kulakowski et al. 2009, Kujur 2012). Nach Bouteiller et al. (2012) gibt es auch Studien zu Betonen mit höheren w/c-Werten, um den Karbonatisierungsprozess und damit auch die Versuchsdauer zu beschleunigen. Dies ist jedoch nicht repräsentativ für die reale Situation des Korrosionsprozesses, der eher unter dem Einfluss des Widerstands als unter dem Einfluss der Kathodenbildung steht (Dangla und Dridi 2009).

Als allgemeine Tendenz entspricht eine Verringerung des w/c-Verhältnisses einer Verringerung der Korrosionsrate des eingebetteten Stahls in karbonisiertem Mörtel oder Beton, zumindest bei mittlerer oder hoher Luftfeuchte (Stefanoni et al. 2018, Moreno und Sagues 1998, Moreno et al. 2004): zum Beispiel führte eine Verringerung des w/c-Verhältnisses von 0,8 auf 0,55 zu einer Verringerung des Korrosionsstroms von $2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ auf $0,8 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ (ca. Faktor 2,5), bei 90 % relativer Luftfeuchte (Moreno et al. 2004). Nach Bertolini et al. (2013) vermuten einige Autoren, dass die Mikrostruktur des Betons und die sie bestimmenden Faktoren (Zementart, w/c-Wert, Nachbehandlung usw.) nur im Bereich der relativen Luftfeuchtigkeit von 60 % bis 90 % von Bedeutung sind (siehe Abb. 5.3.4). Umgekehrt ist der Einfluss des w/c-Verhältnisses auf die Korrosionsrate bei niedriger Luftfeuchtigkeit vernachlässigbar, was darauf hindeutet, dass die Korrosion bei niedriger Feuchtigkeit so langsam ist, dass das w/c-Verhältnis hier keine wichtige Rolle spielt (Bertolini et al. 2013, Stefanoni et al. 2018, Moreno und Sagues 1998, Moreno et al. 2004).

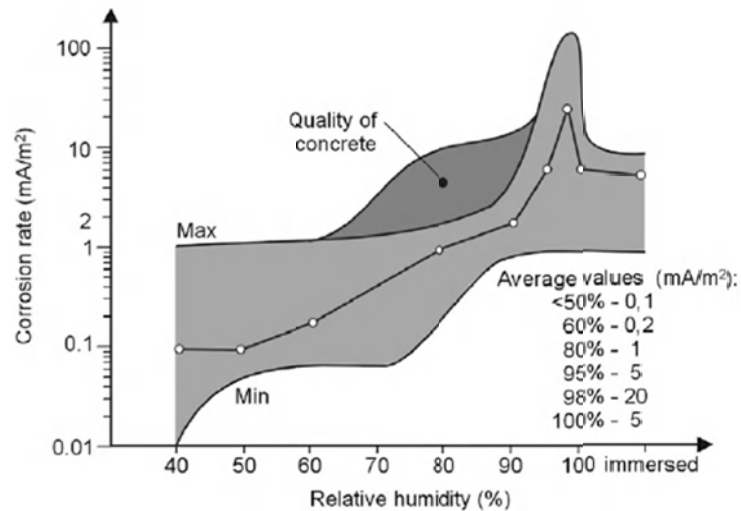


Abb. 5.3.4: Korrosionsrate in karbonisiertem Beton als Funktion der Umgebungsfeuchte und der Mikrostruktur (Qualität des Betons) (Bertolini et al. 2013).

Bindemittel und pH-Wert

Die Korrosionsrate von Betonstahl in karbonisiertem Mörtel oder Beton wird in vielen Arbeiten für gewöhnlichen Portlandzement (OPC) untersucht (Moreno et al. 2004b, Varjonen 2004, Gonzalez et al. 1980, Molina et al. 1985, Menzel 1988, Glass et al. 1991, López & González 1993, Montemor et al. 2002, Américo und Nepomuceno 2003, Baccay et al. 2006, Chavez-Ulloa et al. 2013, Castel und Nasser 2015), während natürliche Puzzolane (Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988) nur selten untersucht werden. Weitere Bindemitteltypen werden in der Literatur beschrieben, sind aber für den vorliegenden Bericht von untergeordnetem Interesse und werden daher nicht weiter behandelt.

In feuchtem Klima bei einer Temperatur von 20 °C sind im Allgemeinen höhere Korrosionsraten bei den Mischzementen im Vergleich zu reinem Portlandzement zu beobachten (Dinakar 2009, Gurdíán et al. 2014), der unter allen Bindemitteln die niedrigsten Korrosionsraten unter allen Bindemitteln aufweist (Stefanoni et al. 2018). Der Anstieg der Korrosionsrate bei Ersatz des Zements ist deutlich (größer Faktor 5) bei 100 % r.F. oder teilweise Lagerung im Wasser. Bedingungen: 0,2-0,3 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ gegenüber 1-3 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ im ersten Fall, 0,5-1,5 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ vs. 4-7 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ im zweiten Fall (Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988, Andrade und Buják 2013). Auch im Luftfeuchtebereich von 95 % r.F. (Dhir et al. 1992, Medagoda Arachchige 2008) bis 65 % r.F. (Arredondo Rea et al. 2012) ist ein leichter Anstieg der Korrosionsrate bei Ersatz des Zementklinkers zu beobachten. Bei niedriger relativer Luftfeuchte (50 %) bleibt die Korrosionsrate in allen Proben sehr niedrig ($< 0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$) und der Effekt des Zementklinkerersatzes wirkt sich entgegengesetzt aus: Die Korrosionsrate ist bei Portlandzement am höchsten und nimmt mit dem Anteil von Zugabestoffen ab (Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988). Einzelheiten sind in Abbildung 13 dargestellt. Dieser Trend kann durch die physikalischen und mikrostrukturellen Eigenschaften der verschiedenen Bindemittel unter karbonisierten Bedingungen erklärt werden.

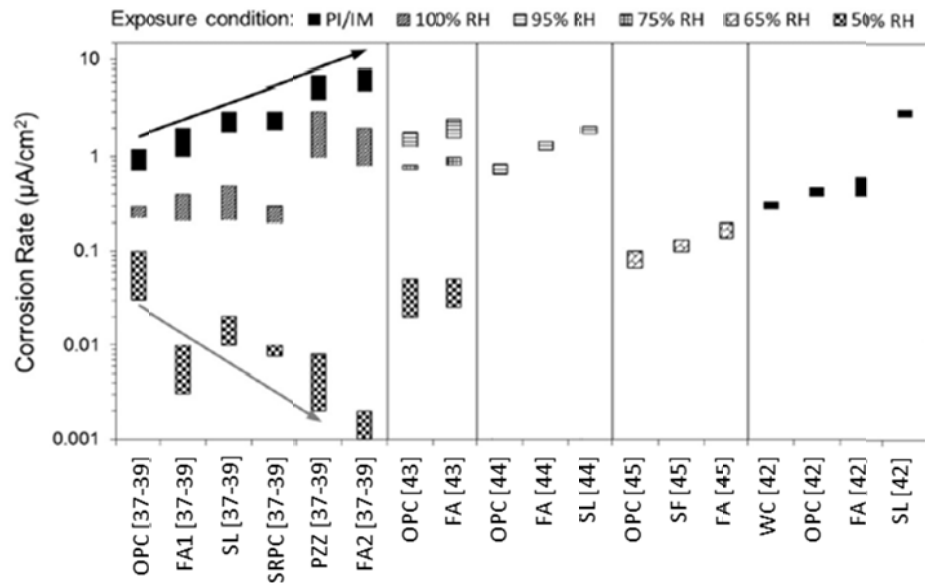


Abb. 5.3.5: Werte der Korrosionsrate (Intervall min-max) von Stahl in karbonatisiertem Mörtel oder Beton mit verschiedenen Bindemitteln bei unterschiedlichen relativen Luftfeuchten (Stefanoni et al. 2018). Legende: OPC = gewöhnlicher Portlandzement, FA = Flugasche, SL = Hochofenschlacke, SRPC = sulfatbeständiger Portlandzement, PZZ = Puzzolan, WC = Weißzement.

Weiterhin wirkt sich die Verwendung unterschiedlicher Bindemittel auf den pH-Wert und die Zusammensetzung der Porenlösung aus. Mit der Einführung von Bindemitteln mit niedrigem Klinkergehalt hat sich die pH-Pufferkapazität infolge der Verringerung des Calciumhydroxidanteils stark reduziert. Dieser Anteil gilt auch als einer der Hauptgründe für die korrosionshemmende Wirkung von Portlandzementsystemen (Stefanoni et al. 2018). Daher wirkt sich die Veränderung der Beton/Mörtel-Zusammensetzung und des pH-Werts sowohl auf die Karbonatisierung als auch auf die Korrosion aus.

Bezüglich der Karbonatisierungsrate stellen Leemann et al. (2015) fest, dass diese bei Mischzementen um den Faktor 2-4 höher ist als bei Portlandzement. Darüber hinaus wirkt sich eine Änderung der Karbonatisierungsrate auf die Porosität des Mörtels oder Betons aus (Chi et al. 2002): Die Karbonatisierung führt zu einer Verringerung der Gesamtporosität, die auf die positive molare Volumendifferenz zwischen dem gebildeten Kalziumkarbonat und den anfänglichen Hydratationsprodukten zurückgeführt werden kann. Allerdings wird bei einer Verringerung des Klinkeranteils eine Verschiebung der Kapillarporosität zu größeren Porengrößenverteilungen festgestellt. Diese Verschiebungen in der Porengrößenverteilung des klinkerreduzierten karbonatisierten Zementmaterials hin zu einer höheren kapillarwirksamen Porengröße sind von großer Bedeutung für die Verhinderung der Kapillarkondensation von Wasser in der Betonmatrix Bertolini et al. (2013), (Stefanoni et al. 2018). Bezogen auf die Korrosionsrate, wird der Einfluss von Änderungen des pH-Wertes und der Zusammensetzung der Porenlösung auf die Korrosionsrate in karbonisiertem Beton und Mörtel bisher vernachlässigt und bedarf weiterer Untersuchungen (Markeset & Myrdal 2008, Morgan und Lahav 2007). Diesbezüglich könnten Untersuchungen an

simulierten Porenlösungen dazu beitragen, den Einfluss des pH-Wertes auf die Stahlkorrosionsrate zu klären (Stefanoni et al. 2018).

Sauerstoff

Die wichtigsten Informationen über die Sauerstoffzufuhr an der Stahloberfläche in karbonatisiertem Beton oder Mörtel sind in Handbüchern (Broomfield 2007), Übersichtsarbeiten (Stefanoni et al. 2018) oder Berichten über umfangreiche Forschungsprojekte (Markeset & Myrdal 2008) enthalten.

In der Korrosionsreaktion ist die Korrosionsgeschwindigkeit direkt von der Zufuhr von Sauerstoff in den kathodischen Bereich des Stahls abhängig. Die Geschwindigkeit der Sauerstoffzufuhr ist abhängig von der Porosität des Betons, der Porenluftfeuchte, der Dicke der Betonüberdeckung und der Temperatur. Dabei gehen aus der Porosität und der Dicke Information über die Anzahl, Größe und Länge der Verbindungsporen ein, die den Stahl mit Sauerstoff versorgen. Eine hohe Porosität und eine niedrige Überdeckung erhöhen somit die Sauerstoffzufuhr (Markeset & Myrdal 2008). Viele Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass die Porenluftfeuchte den größten Einfluss auf die Sauerstoffzufuhr hat (Broomfield 2007), (Stefanoni et al. 2018).

Bei frei bewitterten Betonkonstruktionen ist das Porensystem zur Außenseite hin teilweise offen, was die Aufnahme von Sauerstoff ermöglicht. Diese Aufnahme ist Vergleich zur Diffusion in wassergefüllten Poren deutlich schneller: Der Diffusionskoeffizient von Sauerstoff D_{O_2} in Luft (offene Poren) ist etwa 10^4 -mal größer als in einer flüssigen Phase (mit Wasser gefüllte Poren) (Stefanoni et al. 2018).

In vollständig untergetauchten Strukturen ist das Sauerstoffangebot so gering, dass die Korrosionsrate sehr niedrig ist (selbst bei hoher Chloridkonzentration). Bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 95 % wird die Sauerstoffzufuhr nicht wesentlich eingeschränkt, während bei Sättigung der Sauerstoffmangel erheblich ist (Markeset & Myrdal 2008).

Temperatur

Der Einfluss der Temperatur auf die Korrosionsgeschwindigkeit ist nicht abschließend geklärt und wird in den meisten Quellen nicht betrachtet. Nur wenige Studien befassen sich direkt mit der Temperatur und hauptsächlich im Bereich von 20-40 °C (Markeset & Myrdal 2008, Baccay et al. 2006, Andrade und Alonso 1996, Andrade et al. 2002, Martínez und Andrade 2009, CONTECVET 1989, Andrade et al. 1998, Andrade et al. 1999, Andrade und Castillo 1999, Bertolini und Polder 1997, Bouteiller et al. 2012, Michel et al. 2013, Živica et al. 1997). In einem Fall wurde der Temperaturbereich von 10-50 °C untersucht (Pour-Ghaz et al. 2009, Pour-Ghaz et al. 2009b).

Es ist anzunehmen, dass sich die Temperatur, wie bei allen chemischen Reaktionen, direkt auf die Korrosionsgeschwindigkeit auswirkt. Hier spielt sie eine doppelte Rolle. Eine allgemeine Faustregel besagt, dass eine Temperaturerhöhung um 10 °C die chemische Reaktionsgeschwindigkeit

ungefähr verdoppelt. Andere nicht chemische abhängige Parameter, die an der Gesamtreaktion beteiligt sind (z. B. der spezifische Widerstand), können jedoch einen Einfluss auf die Temperaturabhängigkeit nehmen. Die Korrosionsrate nimmt daher bei normaler Umgebungstemperatur mit steigender Temperatur deutlich zu, aber bei hohen Temperaturen (ca. 40 °C) nimmt die Korrosionsrate wieder ab (Markeset & Myrdal 2008).

Der Grund hierfür ist wegen der starken gegenseitigen Beeinflussung von Temperatur- und Feuchte im höheren Temperaturbereich nicht ganz klar. Zum Teil dürfte die Abnahme einfach in einer Korrelation zwischen hohen mittleren Temperaturen und der daraus resultierenden niedrigeren relativen Feuchte im Außenklima bestehen. Dieser Zusammenhang ist weltweit gegeben und viele Korrosionsuntersuchungen beruhen nur auf der Exponierung der Probekörper im Außenklima. In diesem Fall wäre aber vermutlich nicht die höhere Temperatur ursächlich für die Abnahme der Korrosionsgeschwindigkeit, sondern eher die dadurch indirekt sinkende relative Feuchte. In diese Richtung lässt sich (CONTECVET 1989) interpretieren. Demnach hängt der Effekt davon ab, ob Wasser verdampfen oder kondensieren kann. Ein Temperaturanstieg verringert den spezifischen Widerstand, es sei denn, die Temperaturerhöhung führt zu einer Austrocknung, wodurch der Widerstand wiederum erhöht wird. Das Gegenteil ist der Fall, wenn die Temperatur sinkt, aber nur bis zu bestimmten Werten (etwa 5°C), unterhalb steigt der spezifische Widerstand so stark an, dass die Kondensation diesen drastischen Anstieg nicht ausgleichen kann.

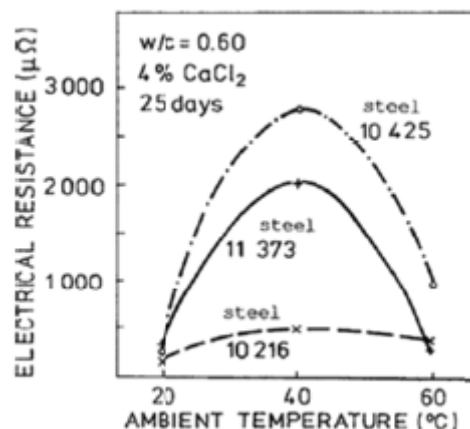


Abb. 5.3.6: Elektrischer Widerstand verschiedener Stahlsorten in karbonisiertem Beton in Abhängigkeit von der Temperatur (Živica et al. 1997).

Darüber hinaus gibt es wohl weitere Ursachen, die eine tatsächliche Reduktion infolge der Temperaturerhöhung bedingen könnten. Markeset & Myrdal (2008) führen die Abnahme auf einen Mangel an Sauerstoff zurück, da die Löslichkeit von Sauerstoff mit steigender Temperatur abnimmt. Auch (Živica et al., 1997) weisen darauf hin, dass die Temperatur die Korrosionsrate beeinflusst, und bringen dies mit der Sauerstoffversorgung an der Stahlgrenzfläche in Verbindung: Eine Erhöhung der Temperatur fördert die Korrosion, da der Sauerstoffdiffusionskoeffizient erhöht wird, aber gleichzeitig verringert sie die Korrosion, da sich die Menge an gelöstem Sauerstoff im Wasser verringert. Infolgedessen kommt es zu einer Abschwächung der Korrosionsrate und des elektrischen Widerstands über 40 °C, wie in Abb. 5.3.6 dargestellt.

Die Theorie, dass die Korrosionsrate mit der Temperatur zunimmt, zumindest bis 40 °C, wird auch von Baccay et al. (2006) bestätigt. In deren Studie wurden Stahlbetonproben von drei Zementarten (w/c 0,55, 15% CO₂-Konzentration) untersucht, die verschiedenen Temperaturbedingungen (20°C, 30°C und 40°C) bei 75% relativer Luftfeuchtigkeit ausgesetzt waren - für gewöhnlichen Portlandzement steigt die Korrosionsrate von 0,45 µm/a bei 20 °C auf 2 µm/a bei 30 °C und 5 µm/a bei 40 °C (siehe Abb. 5.3.7 links); ein ähnlicher Trend ist auch für Hochofenhüttenzement und hochfesten Portlandzement erkennbar. Darüber hinaus stellen die Autoren fest, dass der natürliche Logarithmus der Gesamtkorrosionsrate bei allen Betontypen linear mit dem Kehrwert der absoluten Temperatur zusammenhängt, und somit bezüglich der Temperatur der Arrhenius-Beziehung folgt (siehe Abb. 5.3.7 rechts).

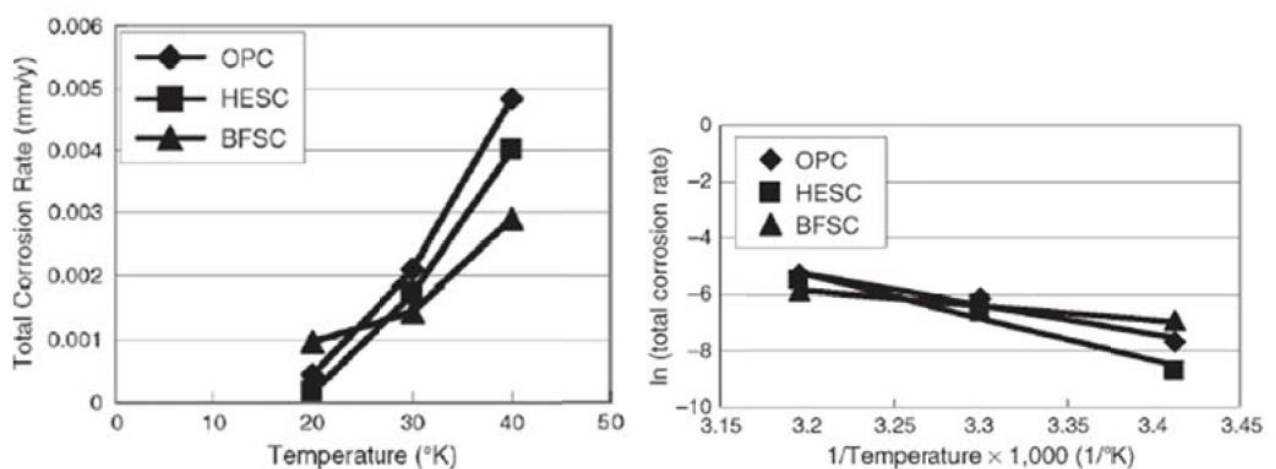


Abb. 5.3.7: Korrosionsrate in karbonisiertem Beton in Abhängigkeit von Temperatur und Zementart (links) und Arrhenius-Diagramm (rechts) (Baccay et al. 2006).

Der Einfluss verschiedener Expositionsbedingungen auf den Korrosionsprozess von Stahl in karbonisiertem Beton/Mörtel wurde in den vergangenen Jahrzehnten von Andrade und ihrer Forschungsgruppe in Spanien eingehend untersucht (Andrade und Alonso 1996, Andrade et al. 2002, Martínez und Andrade 2009, CONTECVET 1989, Andrade et al. 1998, Andrade et al. 1999, Andrade und Castillo 1999).

Zur Untersuchung des Temperatureinflusses wurde in (Andrade et al. 2002, Andrade et al. 1998, Andrade und Castillo 1999) ein Temperaturbereich zwischen -10°C und 40°C gewählt, wobei zur Bewitterung von karbonisierten Proben aus Portlandzement mit w/c = 0,5 und einem Zementgehalt von 300 - 350 kg/m³ sowohl Klimakammerversuche (1 Jahr) als auch natürliche Bewitterung (4 Jahre) durchgeführt wurden. Auf diese Weise konnte sowohl das natürliche Klima als auch ein künstliches Einfrieren unter 0°C und die Erhitzung auf 40°C bewertet werden. Interessant ist in diesem Zusammenhang auch die Auswirkung der täglichen Temperaturschwankungen auf die Korrosionsrate (Abb. 5.3.8 und Abb. 5.3.9).

Das Ergebnis der Studie ist eine exponentielle Beziehung zwischen der Korrosionsrate und der Temperatur, wie in Abb. 5.3.10 dargestellt (y-Achse logarithmisch) mit Werten im Bereich zwischen

0,01 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ und 1 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ (1 $\mu\text{A}/\text{cm}^2 = 10 \text{ mA}/\text{m}^2$). Eine Abnahme oder Reduktion um die 40 °C ist hier nicht erkennbar – höhere Temperaturen wurden aber auch nicht untersucht.

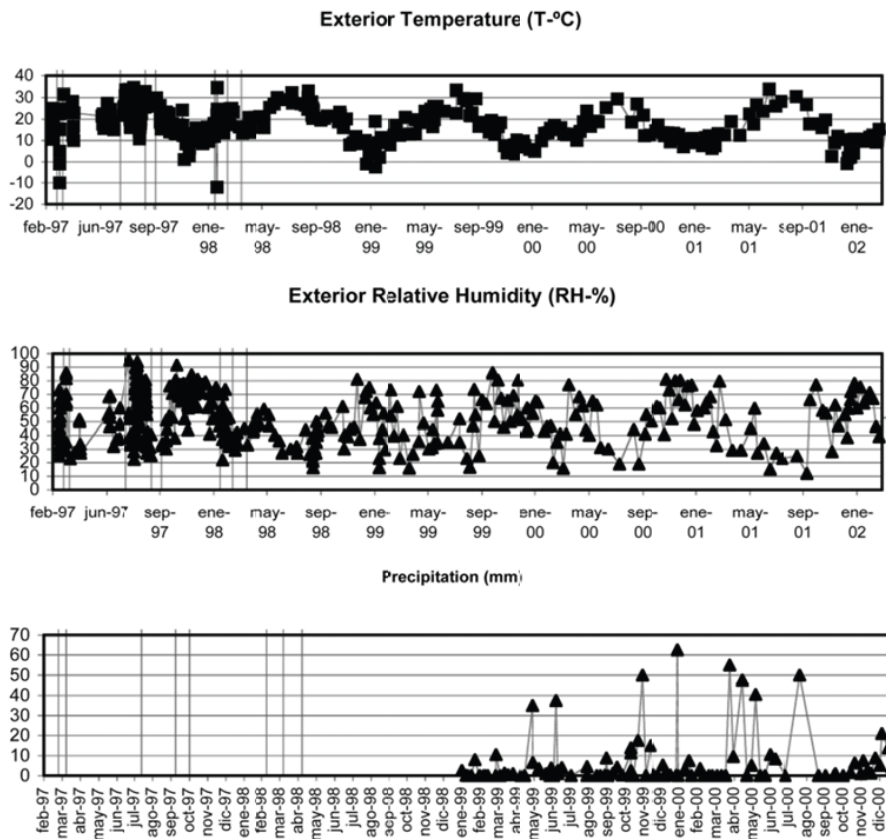


Abb. 5.3.8: Expositionsbedingungen der Proben in (Andrade und Castillo 1999).

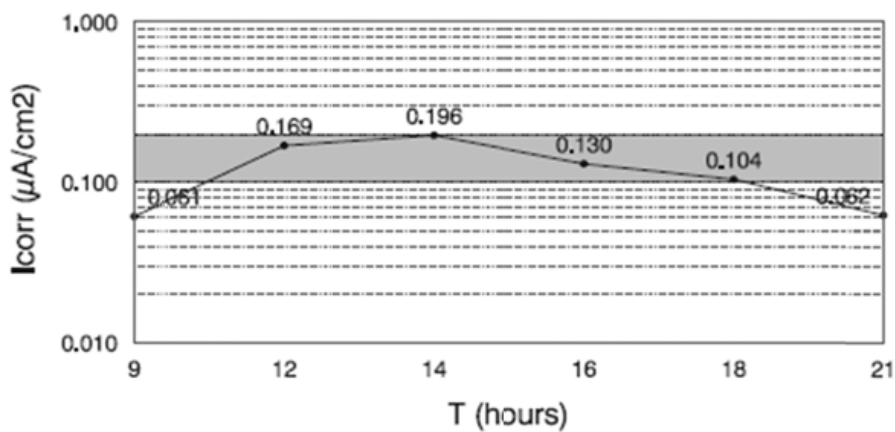


Abb. 5.3.9: Korrosionsrate über einen Zeitraum von 12 Stunden (Andrade et al. 2002).

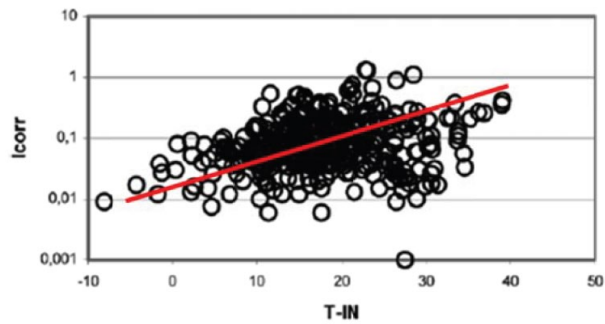


Abb. 5.3.10: Korrosionsrate i_{corr} [$\mu\text{A}/\text{cm}^2$] in Abhängigkeit von der Temperatur, nach Andrade et al. (1999).

Dieselbe Forschergruppe befasste sich in Andrade et al. (1999) ebenfalls mit diesem Thema. Hier werden Temperaturstufen von 2°C, 20°C und 40°C für karbonisierte Portlandzement-Proben mit w/c- Wert von 0,5 und einem Zementgehalt von 250 - 350 kg/m^3 gewählt. Die erzielten Ergebnisse stimmen mit den oben vorgestellten überein: Die Korrosionsrate variiert in Abhängigkeit von der Temperatur gemäß einem Exponentialgesetz; die meisten Korrosionswerte liegen wiederum im Bereich von 0,1 - 1 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ (Abb. 5.3.11).

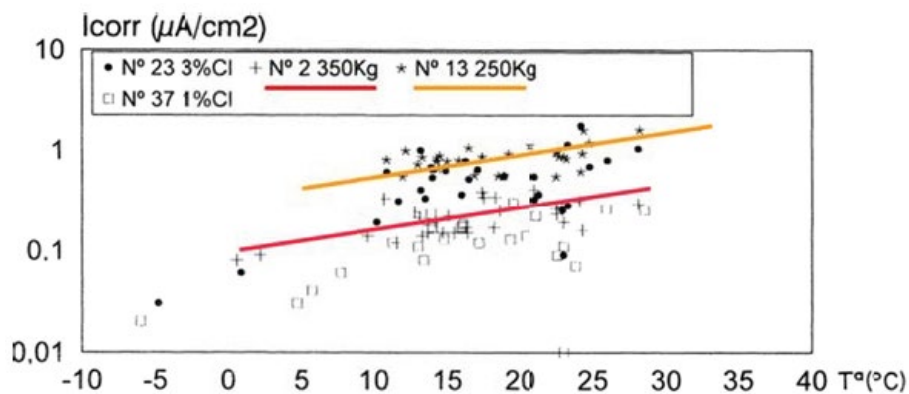


Abb. 5.3.11: Korrosionsrate in Abhängigkeit von der Temperatur nach Andrade et al. (1999).

Diese Ergebnisse werden durch die von Bertolini und Polder (1997) bei TNO in Holland durchgeführte Studie bestätigt. Hier wurden Temperaturschritte von 20°C und 40°C bei 80 % relativer Luftfeuchte für karbonisiertem Beton mit Portlandzement und Beton mit Hüttensand mit einem w/c-Wert von 0,45 und 0,65 und einem Zementgehalt von 330 kg/m^3 bzw. 300 kg/m^3 untersucht. Wie aus Abb. 5.3.12 hervorgeht, liegt die Korrosionsrate ohne Chlorid im Bereich von 0,1 - 1 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ und variiert in Abhängigkeit von der Temperatur gemäß einem exponentiellen Zusammenhang.

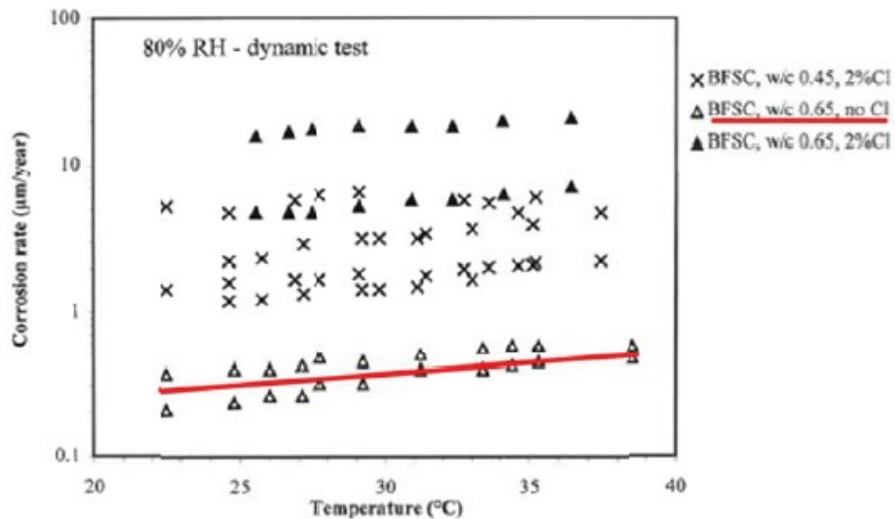


Abb. 5.3.12: Korrosionsrate in Abhängigkeit von der Temperatur, nach Bertolini und Polder (1997).

Im Gegensatz zu der Annahme, dass die Korrosionsrate exponentiell mit der Temperatur variiert, fanden Pour-Ghaz et al. (2009, 2009b) bei der Simulation theoretischer Experimente eine lineare Beziehung im Bereich von 10 bis 50°C. Dieser Trend ist in Abb. 5.3.13 zu erkennen, in der die Korrosionsrate als Funktion der Temperatur unter Berücksichtigung verschiedener Widerstandsniveaus aufgetragen ist: Bei hohen Widerstandswerten, also in trockener Umgebung, war die Temperatur fast konstant. Die Steigung der Anpassungskurve nimmt mit abnehmendem spezifischem Widerstand zu, also in feuchterer Umgebung. Ausgehend davon schlugen die Autoren ein auf Temperatur, Grenzstromdichte, spezifischem Widerstand und Deckschichtdicke basierendes Vorhersagemodell für die Korrosion vor (Pour-Ghaz et al. 2009).

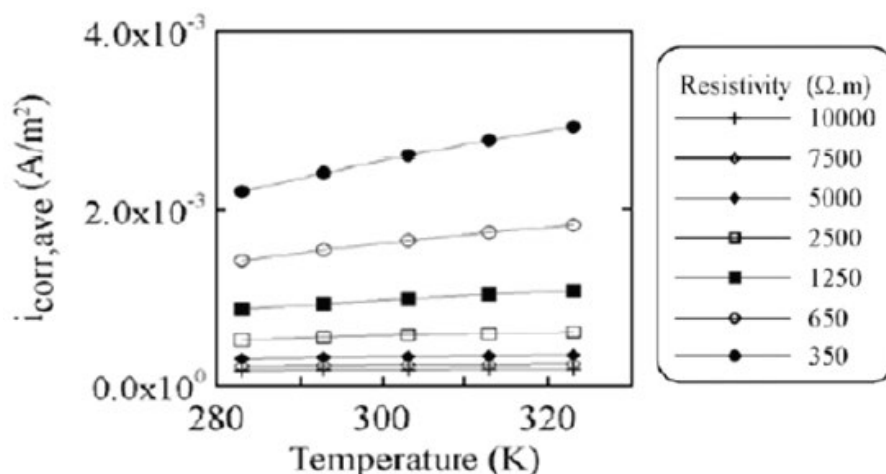


Abb. 5.3.13: Korrosionsrate als Funktion der Temperatur bei verschiedenen Betonwiderständen nach Pour-Ghaz et al. (2009b).

Andere Autoren haben versucht, die Rolle der Temperatur (und der relativen Luftfeuchtigkeit) bei der Korrosion von karbonisiertem Beton zu bewerten, aber die Ergebnisse sind im Rahmen des hier vorliegenden Berichts nicht weiter verwertbar. Michel et al. (2013) untersuchten verschiedene Temperatur-Niveaus (1 – 15 – 25 – 35 – 50°C) für Betonproben aus Portlandzement mit 325 kg/m³ und w/c-Wert von 0,5. Es wurde keine Korrosion beobachtet, da die Proben nicht karbonisiert waren (hier wurde versucht, eine beschleunigte Karbonatisierung zu vermeiden, aber die Expositionszeit war zu kurz für eine natürliche Karbonatisierung). Bouteiller et al. (2012) wählten eine Exposition von karbonisierten Portlandzement-Proben bei 20°C und 45°C, aber das gewählte w/c-Verhältnis von 0,7 war zu hoch und daher nicht repräsentativ für die reale Situation (hier war der Korrosionsprozess nicht mehr vom Widerstand abhängig, sondern durch die kathodische Reaktion).

Die von Andrade (Andrade et al. 2002, Andrade et al. 1998, Andrade et al. 1999, Andrade und Castillo 1999, Bertolini und Polder 1997) vorgestellten Studien behandeln auch den Einfluss der relativen Luftfeuchte und werden im Folgenden ausführlicher betrachtet.

Feuchtegehalt

Zahlreiche Veröffentlichungen behandeln den Zusammenhang des Feuchtegehalts mit der Korrosionsrate von Stahl in karbonisiertem Beton oder Mörtel (Constantinou und Scrivener 1995, Moreno und Saguez 1998, Varjonen 2004, Kulakowski et al. 2009, Glass et al. 1991, Montemor et al. 2002, Chavez-Ulloa et al. 2013, Castel und Nasser 2015, Dhir et al. 1992, Arredondo Rea et al. 2012, Short et al. 1991, Millard et al. 2001, Aguirre-Guerrero et al. 2016, Garcés et al. 2010) im Bereich von 60 – 75 % relativer Feuchte.

Saguez et al. (1997), Moreno und Saguez (1998), Moreno et al. (2004b), Varjonen (2004), Moreno und Cob-Sarabia (2005), Gonzalez et al. (1980), Molina et al. (1985), López & González (1993), Américo und Nepomuceno (2003), Alonso und Andrade (1987), Alonso et al. (1987), Alonso et al. (1988), Dhir et al. (1992), Medagoda Arachchige (2008) und Zornoza et al. (2009) untersuchen den Bereich 95 -100% relative Feuchte.

Parrott (1994), Constantinou und Scrivener (1995), Varjonen (2004), Gonzalez et al. (1980), Menzel (1988), Américo und Nepomuceno (2003), Chavez-Ulloa et al. (2013), Alonso und Andrade (1987), Alonso et al. (1987), Alonso et al. (1988), Andrade und Buják (2013), Parrott (1996) und Aligizaki (2014) betrachten Expositionsklasse XC4 (Außenbauteile mit direkter Beregnung, wechselnd nass und trocken).

Andrade und Alonso (1996), Andrade et al. (2002), Martínez und Andrade (2009), CONTECVET (1989), Andrade et al. (1998), Andrade et al. (1999), Andrade und Castillo (1999), Bertolini und Polder (1997), Bouteiller et al. 2012 und Michel et al. (2013) betrachten verschiedene Feuchtebereiche.

Die relative Luftfeuchte und der Wassergehalt in karbonisiertem Beton und Mörtel spielen eine wichtige Rolle im Korrosionsprozess. Insbesondere der Feuchtigkeitsgehalt des Porensystems beeinflusst die Korrosionsrate auf drei verschiedene Arten (Markeset & Myrdal 2008)

- Die Korrosionsreaktion kann nur in flüssigem Wasser ablaufen, und dieses Wasser wird durch die Korrosionsreaktion verbraucht. Somit ist ein gewisser Feuchtegehalt in den Poren, die mit dem Stahl in Berührung kommen, erforderlich. Wenn die Poren

ausstrocknen, kommt die elektrochemische Reaktion zum Stillstand.

- Die Korrosionsgeschwindigkeit wird durch die Sauerstoffzufuhr beeinflusst, die wiederum vom Feuchtegehalt des Betons abhängt (der Sauerstofftransport kommt in wassergefüllten Poren zum Erliegen).
- Die Korrosionsgeschwindigkeit hängt vom spezifischen elektrischen Widerstand des Betons ab. Der Widerstand wiederum hängt vom Feuchtegehalt des Betons ab. Die Wassermenge in den Poren ist dabei das Ergebnis der direkten Einwirkung von Wasser von außen und der Schwankungen des örtlichen Klimas (relative Luftfeuchte und Temperatur).

Tabelle 1 – Expositionsklassen

Klassenbezeichnung	Beschreibung der Umgebung	Informative Beispiele für die Zuordnung von Expositionsklassen
1 Kein Korrosions- oder Angriffsrisiko		
X0	Für Beton ohne Bewehrung oder eingebettetes Metall: Alle Expositionsbedingungen, ausgenommen Frostangriff, Verschleiß und chemischer Angriff. Für Beton mit Bewehrung oder eingebettetem Metall: sehr trocken	Beton in Gebäuden mit sehr geringer Luftfeuchte
2 Bewehrungskorrosion, ausgelöst durch Karbonatisierung		
Wenn Beton, der Bewehrung oder anderes eingebettetes Metall enthält, Luft und Feuchtigkeit ausgesetzt ist, muss die Expositionsklasse wie folgt zugeordnet werden.		
XC1	Trocken oder ständig nass	Beton in Gebäuden mit geringer Luftfeuchte; Beton, der ständig in Wasser getaucht ist
XC2	Nass, selten trocken	Langzeitig wasserbenetzte Betonoberflächen; vielfach bei Gründungen
XC3	Mäßige Feuchte	Beton in Gebäuden mit mäßiger oder hoher Luftfeuchte; Vor Regen geschützter Beton im Freien
XC4	Wechselnd nass und trocken	Wasserbenetzte Betonoberflächen, die nicht der Klasse XC2 zuzuordnen sind

Abb. 5.3.14: Die von EN 206 (2013) vorgeschlagene und in Europa verwendeten Expositionsklassen (Tabelle 1 der Norm).

Da der Einfluss der Umgebung und insbesondere die Feuchte eine besondere Rolle für die Korrosionsrate in karbonatisierten Beton spielt, konzentrieren sich die Korrosionsnormen und -vorschriften maßgeblich auf diesen Gesichtspunkt. Die internationale Norm EN 206 (2013) gibt für karbonatisierten Beton vier Expositionsklassen abhängig von der Umgebungsfeuchte an (siehe Abb. 5.3.14):

- Beton in Gebäuden mit geringer Luftfeuchte (XC1)
- Langzeit benetzte Betonoberflächen; vielfach bei Gründungen (XC2)

- Beton in Gebäuden mit mäßiger oder hoher Luftfeuchte; vor Regen geschützter Beton im freien (XC3)
- Wasserbenetzte Betonoberflächen die nicht der Klasse XC2 zuzuordnen sind (XC4)

Die Klassen XC1 und XC2 kommen in Gebäuden selten vor. Daher werden in der Literatur hauptsächlich XC3 und XC4 betrachtet (vgl. Bertolini et al. 2013, Stefanoni et al. 2018). Aus diesem Grund werden in den Untersuchungen von Stefanoni et al. (2018) der Feuchtebereiche von 40 % bis 100 % r.F. (repräsentativ für XC3) und der Zustand des teilweisen Eintauchens (repräsentativ für XC4) separat bewertet.

Die Korrosionsraten abhängig von Bindemittel und w/c-Wert unter XC3-Bedingungen (geschützte Bedingungen mit variierender relativer Luftfeuchte, die im Labor über verschiedene Feuchtestufen nachgestellt wurden) sind in Abb. 5.3.15 dargestellt. Tendenziell ist ein Anstieg der Korrosionsrate mit höherer relativer Luftfeuchte der Umgebung festzustellen. Die Mittelwerte deuten darauf hin, dass ein Anstieg um fast eine Größenordnung von einer Beaufschlagung bei ca. 50 % r.F. (0,02 - 0,4 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$) bis zu einer Beaufschlagung von ca. 95 % RH (0,08 - 3 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$) zu verzeichnen ist. Der Korrosionsabtrag bei 95 - 100 % relativer Luftfeuchte entspricht einem Querschnittsverlust von 5 - 20 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ (Stefanoni et al. 2018).

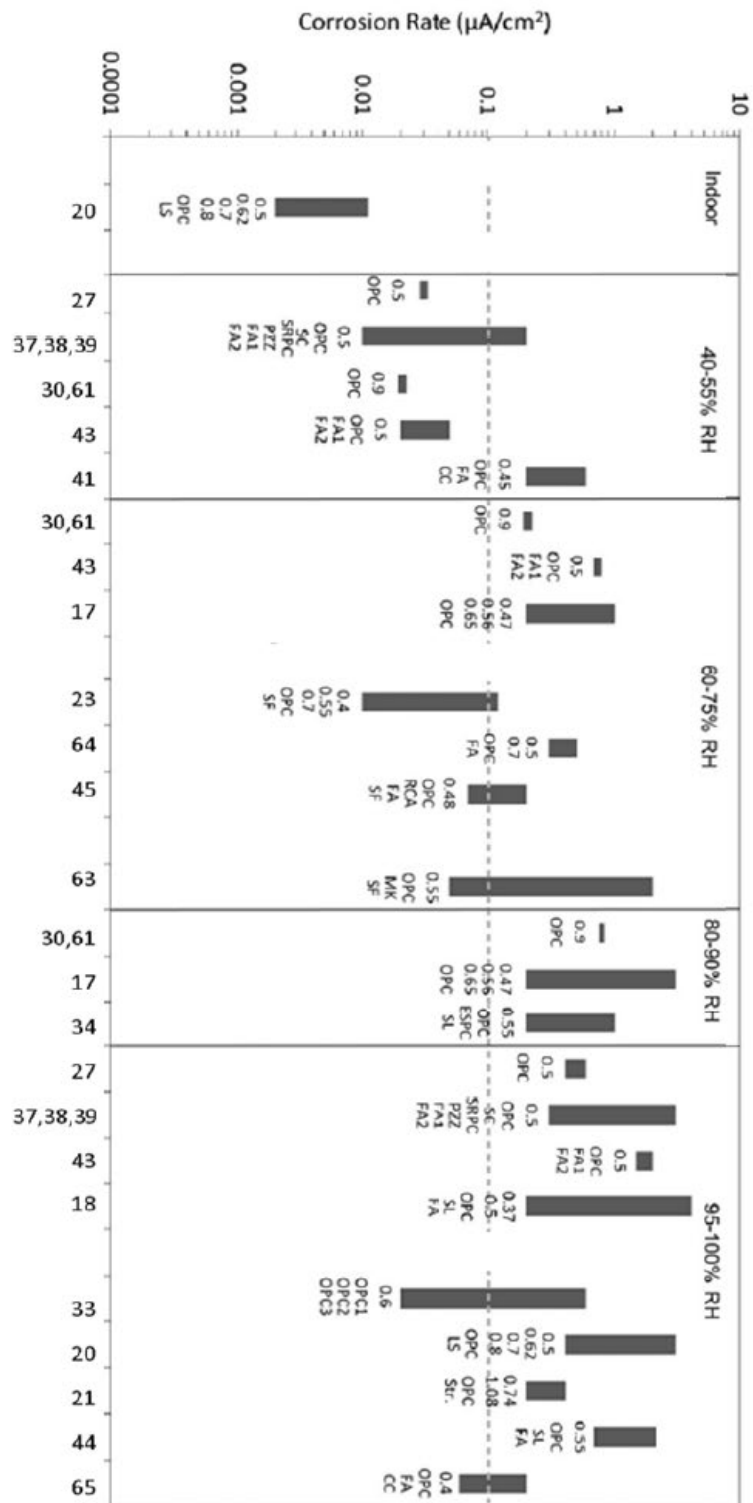


Abb. 5.3.15. Zusammenstellung der Mindest- und Höchstwerte der Korrosionsrate von Stahl in karbonatisiertem Mörtel oder Beton unter verschiedenen Expositionsbedingungen (RH) entsprechend XC3. Für jede Literaturangabe sind der w/c-Wert und das untersuchte Bindemittel angegeben (Stefanoni et al. 2018).

Legende: OPC = gewöhnlicher Portlandzement, FA = Flugasche, SL = Hochofenschlacke, SRPC = sulfatbeständiger Portlandzement, PZZ = Puzzolan, WC = Weißzement, LS = Kalkstein, SF = Siliziumdioxid, RCA = rezyklierter Betonzuschlag, ESPC = frühfester Portlandzement, CC = Cracking Catalyst.

Die minimalen und maximalen Korrosionsraten der entsprechenden Untersuchungen unter XC4-Bedingungen (ungeschützte Bedingungen, simuliert im Labor mit teilweise eingetauchten Probekörpern) sind in Abb. 5.3.16 dargestellt. In allen Studien sind die maximalen Korrosionsraten höher als $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, in einigen wenigen Fällen ist der maximale Korrosionsstrom i_{corr} sogar höher als $10 \mu\text{A}/\text{cm}^2$. Die in Parrott (1994) angegebene Variabilität von fast Faktor 1000 ist darauf zurückzuführen, dass viele verschiedene Variationen in Bezug auf das w/c-Verhältnis (5 Variationen), den Bindemitteltyp (4 Typen) und die Verwendung von Stahlstäben im Anlieferungszustand oder vorgereinigten Stäben untersucht wurden, die anhand der ausgewerteten Literaturquellen nicht genau identifiziert werden können (Stefanoni et al. 2018).

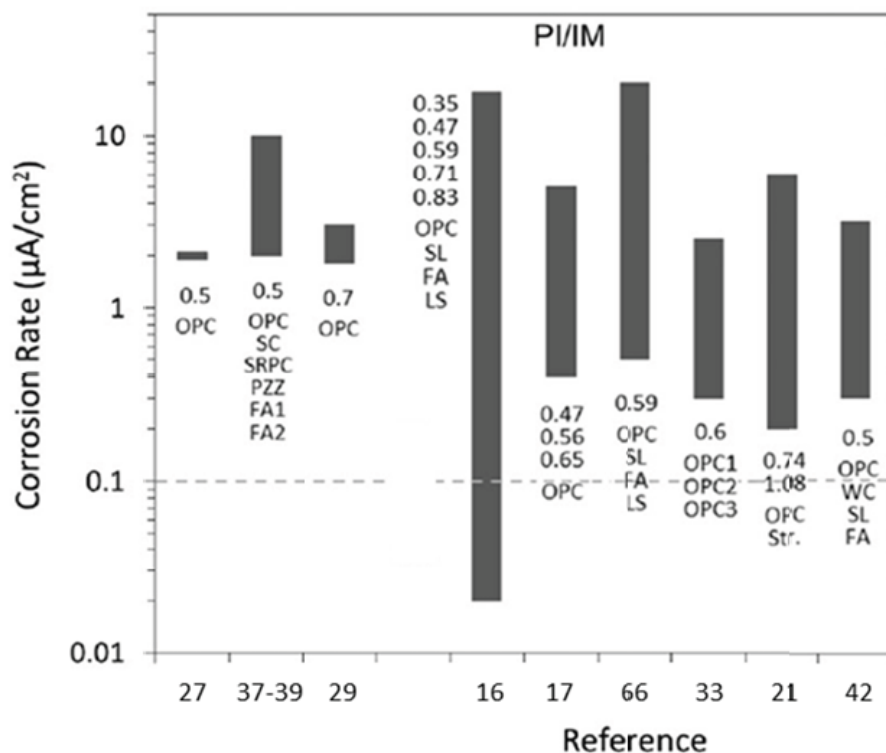


Abb. 5.3.16: Zusammenstellung der minimalen und maximalen Korrosionsrate von Stahl in karbonatisiertem Mörtel oder Beton in Kontakt mit flüssigem Wasser (XC4). Für jede Literaturangabe sind der w/c-Wert und das untersuchte Bindemittel angegeben (Stefanoni et al. 2018).
 Legende: OPC = gewöhnlicher Portlandzement, FA = Flugasche, SL = Hüttensand, SRPC = sulfatbeständiger Portlandzement, PZZ = Puzzolan, WC = Weißzement, LS = Kalkstein..

Der Einfluss der Expositionsbedingungen wird in den Literaturstellen deutlicher, die bei den Untersuchungen zu den Korrosionsraten unter unterschiedlichen Feuchteverhältnissen einheitliche Versuchsbedingungen verwenden (Constantinou und Scrivener 1995, Moreno et al. 2004b, Gonzalez et al. 1980, Glass et al. 1991, Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988, Dhir et al. 1992, Andrade und Alonso 1996, Andrade et al. 2002, Martínez und Andrade 2009, CONTECVET 1989, Andrade et al. 1998, Andrade et al. 1999, Andrade und Castillo 1999, Bertolini und Polder 1997, Bouteiller et al. 2012, Michel et al. 2013, Short et al. 1991).

Die Korrosionsrate in karbonatisiertem Beton ist in Abb. 5.3.17 Bertolini et al. (2013) als Funktion der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung dargestellt; diese Daten basieren auf einer Vielzahl von Messungen, die hauptsächlich in Spanien durchgeführt wurden (Gonzalez et al. 1980, Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988, Andrade et al. 2002, CONTECVET 1989, Andrade et al. 1998). Es ist zu erkennen, dass die maximalen Korrosionsraten in der Größenordnung von 100 - 200 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ nur in sehr feuchter Umgebung bei einer relativen Luftfeuchte von nahezu 100 % erreicht werden. Bei typischen Außenluftbedingungen (d.h. 70-80 % r.F.) liegen die Höchstwerte zwischen 5 und 50 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ (etwa 5 - 60 mA/m^2 - Umrechnung siehe S. 85). Die Durchschnittswerte liegen um eine Größenordnung niedriger.

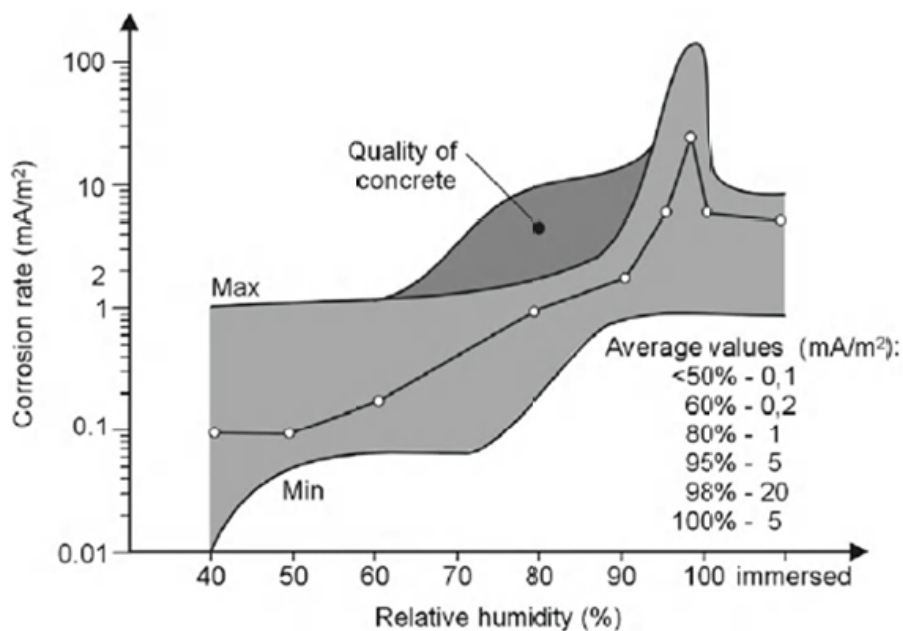


Abb. 5.3.17: Korrosionsrate in karbonatisiertem Beton in Abhängigkeit von der Umgebungsfeuchte und der Mikrostruktur (Qualität des Betons) Bertolini et al. (2013).

Aus den dargestellten Werten geht hervor, dass die Korrosionsrate vernachlässigbar ist, außer der Beton ist hohen Luftfeuchten oder bei häufig auftretenden Tauwasserereignissen an der Betonoberfläche ausgesetzt, die den Feuchtegehalt in der Bewehrungslage beeinflussen. Bei Bauteilen, die in Innenräumen liegen oder vor Regen geschützt sind, ist eine Karbonatisierung des Betons in der Bewehrungsebene meist unproblematisch, da kurzzeitige Kondensationsvorgänge oder Befeuchtung der Betonoberfläche nicht zu einem Feuchteanstieg an der Bewehrung führt.

Wenn Wasser in den karbonatisierten Beton eindringen kann (z. B. durch Leckagen oder Infiltration), erhöht sich die Korrosionsrate deutlich Bertolini et al. (2013). Alle Arbeiten zeigen durchweg höhere Korrosionsraten in der Expositionsklasse XC4, was darauf hindeutet, dass der teilweise Kontakt mit Wasser die kritischste Bedingung für die von der Karbonatisierung abhängige Korrosion darstellt. Wie bereits oben beschrieben, wird dies im Labor durch teilweises Eintauchen der Proben in Wasser nachgestellt. Umgekehrt nimmt die Korrosionsrate bei vollständigem Eintauchen der Probekörper ab (siehe Abb. 5.3.17), da sich die Geschwindigkeit, mit der der

Sauerstoff die Oberfläche der Bewehrung erreicht, verringert wird (kathodische Kontrolle). Dies trifft z.B. zu, wenn die Poren des Materials, das die Bewehrung umgibt, dauerhaft mit Wasser gesättigt sind.

Die große Bandbreite, die bei den in Abb. 5.3.17 dargestellten Daten der Korrosionsgeschwindigkeit bei einer Expositionsbedingung beobachtet wurde, könnte mit unterschiedlichen Mischungen (Bindemitteltyp, w/c-Verhältnis) zusammenhängen. Bezüglich des Betons aus Portlandzement und Puzzolan mit einem w/c-Wert von 0,5, die drei Feuchttestufen (50 % relative Luftfeuchte, 100 % relative Luftfeuchte und teilweises Eintauchen) bei 20 °C ausgesetzt waren, sind in einigen Arbeiten weitere Erkenntnisse zu finden (Gonzalez et al. 1980, Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988). Die Ergebnisse zeigten vernachlässigbare Korrosionsbedingungen für beide Bindemittel bei 50 % relativer Luftfeuchte, bzw. 0,2 - 0,3 µm/Jahr für Portlandzement und 0,02 µm/Jahr für Puzzolan; bei 100 % relativer Luftfeuchte war die Korrosion bei Portlandzement mit Werten von 3-6 µm/Jahr gering und bei Puzzolan mit Werten von etwa 15 µm/Jahr mittelmäßig. Bei den teilweise eingetauchten Proben wurde ein weiterer Anstieg der Korrosionsrate bei beiden Bindemitteln beobachtet, bzw. 5-20 µm/Jahr bei Portlandzement und ca. 40 µm/Jahr bei Puzzolan, wobei letzteres eine geringere Korrosionsbeständigkeit im Bereich hoher Luftfeuchte aufweist. Bei Portlandzement stellt sich eine bis zu 100-fach höhere Korrosionsrate ein, wenn die Exposition von 50 % relativer Luftfeuchte auf teilweise eingetaucht geändert wird und bei Puzzolan stellt sich eine etwa 1000-fach höhere Korrosionsrate ein. Der Kontakt mit flüssigem Wasser führt bei Portlandzement zu Korrosionsraten, die 2 bis 6-fach höher sind als in einer Umgebung mit hoher Luftfeuchte, bei Puzzolan etwa 2,5-fach.

Die Korrosion unter freier Bewitterung wird in der Literatur nur selten behandelt und die Bewertung wird meist nur qualitativ ist (z. B. durch visuelle Inspektion) durchgeführt (Stefanoni et al. 2018). Auch der Vergleich zwischen Labortest unter Wasserkontakt und der freien Bewitterung ist schwierig, da meist keine Daten über die Menge oder Häufigkeit der Regenereignisse vorliegen. Tendenziell zeigen nasse Laborproben eine wesentlich höhere Korrosionsrate als reale Messungen unter Freibewitterung, was höchstwahrscheinlich auf die Benetzungszyklen zurückzuführen ist, die im Falle der Freibewitterung vermutlich meist kürzer ist als bei einer kontrollierten zyklischen Benetzungs-/Trocknungsbeaufschlagung im Labor.

Wie bereits im Rahmen des Temperatureinflusses erwähnt, wurden in Spanien umfassendere Studien über den Einfluss der Expositionsbedingungen auf den Korrosionsprozess von Stahl in karbonisiertem Beton/Mörtel durchgeführt (Gonzalez et al. 1980, Alonso und Andrade 1987, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988, Andrade und Alonso 1996, Andrade et al. 2002, Martínez und Andrade 2009, CONTECVET 1989, Andrade et al. 1999, Andrade und Castillo 1999). Hierbei wurden die Bedingungen der Expositionsclassen XC3 und XC4 unter natürlicher Bewitterung und Labortests bewertet, und versucht, einen Bezug zwischen Korrosionsrate und Feuchte herzustellen.

In Andrade et al. (2002), Andrade et al. (1998) und Andrade und Castillo (1999) wurde zur Untersuchung des Feuchteinflusses ein Testbereich zwischen 50 % relativer Luftfeuchte und

Sättigung gewählt, wobei sowohl Klimakammern (1 Jahr) als auch natürliche Bewitterung (4 Jahre) für karbonisierte Portlandzement-Proben mit einem w/c-Wert von 0,5 und einem Zementgehalt von 300 - 350 kg/m³ verwendet wurden. Diese Proben wurden nicht nur in Klimakammern (1 Jahr bei 0 - 80 - 90 - 100 % relativer Luftfeuchte und in Wasser getaucht), sondern auch 4 Jahre lang frei bewittert und so auch die Auswirkung von Niederschlagsereignissen auf die Korrosionsrate bewertet (siehe Abb. 5.3.18).

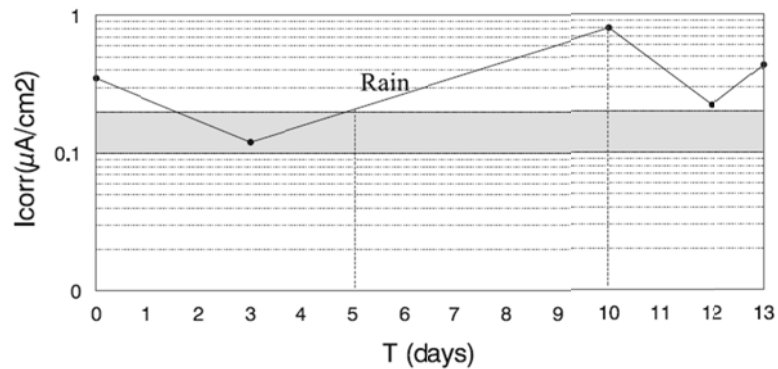


Abb. 5.3.18: Korrosionsrate vor und nach dem Regenereignis (Andrade und Castillo 1999).

Als Ergebnis der Studie ergibt sich eine exponentielle Beziehung zwischen der Korrosionsrate und der relativen Luftfeuchte, wie in Abb. 5.3.19 dargestellt (y-Achse logarithmisch), mit Werten im Bereich zwischen 0,01 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ und 1 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$.

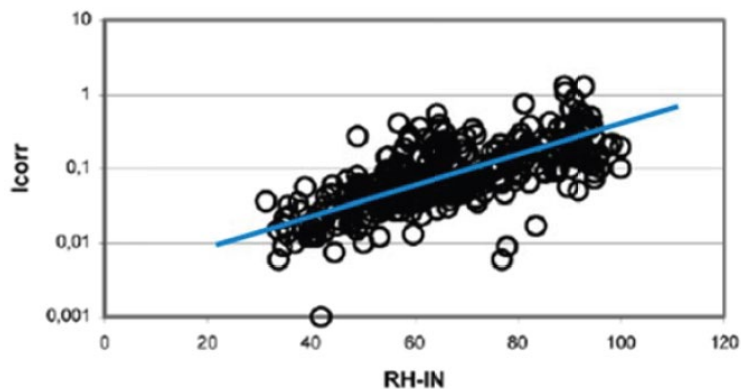


Abb. 5.3.19: Korrosionsrate I_{corr} [$\mu\text{A}/\text{cm}^2$] in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchtigkeit, nach Andrade und Castillo (1999).

Diese exponentielle Beziehung der Korrosionsrate wird auch in der Übersicht von Stefanoni et al. (2018) hervorgehoben. In jedem der in Abb. 5.3.20 dargestellten Datensätze nimmt die Korrosionsrate mit zunehmender Feuchtigkeit exponentiell zu. Weiterhin liegt die Steigung der linearen Korrelation zwischen dem Logarithmus des I_{corr} und der Exposition bei den einzelnen Arbeiten annähernd in derselben Größenordnung. Trotzdem können die Korrosionsraten bei gleicher Luftfeuchte deutlich voneinander abweichen, da sich die einzelnen Datenpunkte auf verschiedene Bindemittel und verschiedene w/c-Werte beziehen.

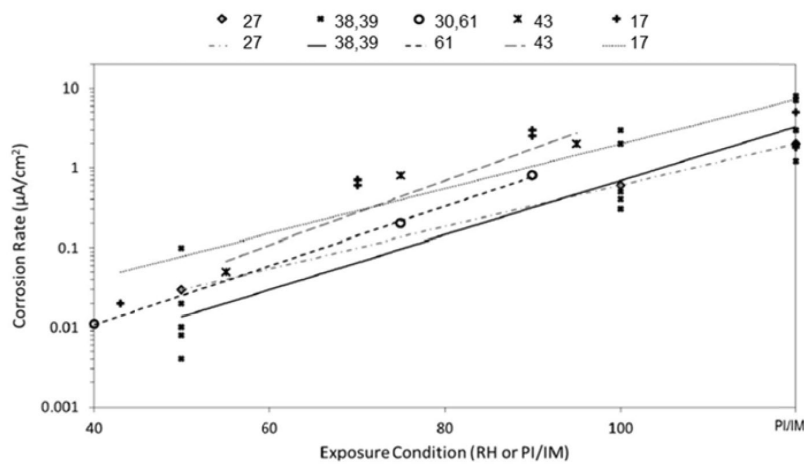


Abb. 5.3.20: Vergleich von Daten, die den Einfluss von Feuchtigkeit auf die Korrosionsrate zeigen. Für eingetauchte Bedingungen wurde ein beliebiger Wert der relativen Luftfeuchte von mehr als 100 % gewählt (Stefanoni et al. 2018).

Es besteht jedoch keine vollständige Übereinstimmung über die exponentielle Abhängigkeit der Korrosionsrate von der Feuchte. Die von Bertolini und Polder (1997) durchgeführten Untersuchungen bestätigen die oben genannten Ergebnisse nur teilweise. Hier wurden vier Niveaus der relative Feuchte (75 - 80 - 90 - 95 %) für karbonisierte Proben mit Portlandzement und gemahlenem Hüttensand mit w/c-Werten von 0,45 und 0,65 und einem Zementgehalt von 300 kg/m³ bzw. 330 kg/m³ untersucht. Wie aus Abb. 5.3.21 hervorgeht, liegen die Korrosionsratenwerte bei karbonisiertem Beton (ohne Chloridverunreinigung) im Bereich von 0,1-2 µA/cm² und variieren in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte in einem linearen Trend. Dies scheint im Gegensatz zu anderen Studien zu stehen, in denen ein exponentielles Gesetz gefunden wurde; es muss jedoch betont werden, dass in diesem Fall keine Daten bei Sättigung unterstützt werden.

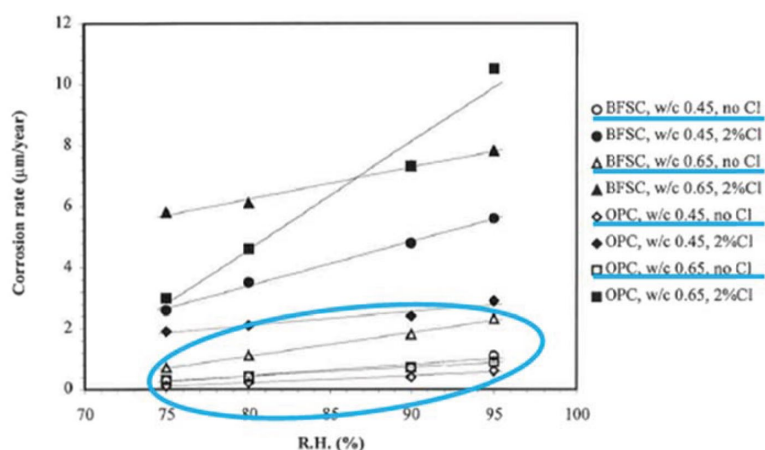


Abb. 5.3.21: Korrosionsrate in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte, nach Bertolini und Polder (1997).

Wie bei der Temperatur (siehe Abschnitt 4.1.4) haben auch andere Autoren versucht, die Rolle der relativen Luftfeuchtigkeit (und der Temperatur) bei der Korrosion von Porenbeton zu bewerten,

aber ihre Ergebnisse sind für unsere Zwecke nur von geringem Nutzen. Michel et al. (2013) untersuchten drei verschiedene relative Luftfeuchten (75 – 85 – 96 %) für OPC-Proben mit 325 kg/m³ und w/c 0,5, aber es trat keine Korrosion auf, da die Proben nicht feucht waren. Auch Bouteiller et al. (2012) untersuchten drei relative Luftfeuchten (60 – 80 – 92 %) für karbonisierte OPC-Proben, aber das gewählte w/b-Verhältnis von 0,7 war zu hoch und daher nicht repräsentativ für die reale Situation.

Empirische Zusammenhänge

Nachdem die einzelnen Einflussfaktoren auf die Korrosionsrate der Bewehrung in karbonatisiertem Beton oder Mörtel betrachtet wurde, werden im folgendem die Zusammenhänge untereinander behandelt. Folgende Wechselwirkungen sind von besonderem Interesse:

- Der gleichzeitige Einfluss von Temperatur und Feuchtegehalt (relative Luftfeuchte und Wassergehalt) auf die Korrosionsrate
- Die Beziehung zwischen dem elektrischen Widerstand des Betons und der Korrosionsrate, da beide von denselben Faktoren abhängen (d. h. Expositionsbedingungen und Mikrostruktur).

Ein Aspekt, der hier nicht weiter berücksichtigt wird, ist die Korrelation zwischen Korrosionsrate und Korrosionspotential (E_{corr}). Hierfür war keine eindeutige Korrelation zu finden, da sich die Gegenüberstellung über einen breiten Wertebereich erstreckte und eine große Streuung aufwies. Trotzdem zeigt sich in den Zusammenstellungen der Literaturquellen (Bertolini et al. 2013, Stefanoni et al. 2018) tendenziell ein Anstieg der Korrosionsrate bei negativeren Potenzialen, unabhängig von der Materialzusammensetzung, den Expositionsbedingungen oder dem Versuchsverfahren.

Gekoppelter Einfluss von Temperatur und Feuchte

Wie oben unter der Aufstellung der Einflussfaktoren Temperatur und Feuchtegehalt erwähnt, haben mehrere Autoren die Rolle von Temperatur und Feuchte auf die Korrosionsrate in karbonisiertem Beton oder Mörtel untersucht: Andrade und Alonso (1996), Andrade et al. (2002), Martínez und Andrade (2009), CONTECVET (1989), Andrade et al. (1998), Andrade et al. (1999), Andrade und Castillo (1999), Bertolini und Polder (1997), Bouteiller et al. (2012) und Michel et al. (2013). Allerdings haben nur Andrade et al. (1999) und Bouteiller et al. (2012) versucht, die gekoppelte Wirkung der Temperatur und relativen Feuchte auf den Korrosionsprozess zu bewerten. Pour-Ghaz et al. (2009) erstellen ein Modell, das die Temperatur und indirekt auch die relative Luftfeuchte berücksichtigt. Bouteiller et al. (2012) betonten, dass Feuchte und Temperatur miteinander interagieren und bei der Bewertung des Einflusses auf die Korrosionsrate von Stahl in karbonisiertem Beton oder Mörtel nicht getrennt betrachtet werden können. Daher untersuchten sie verschiedene Feuchte- und Temperaturbedingungen (siehe Abb. 5.3.22), fanden

aber keine Korrelation. Dies ist wahrscheinlich auf den gewählten hohen w/c-Wert von 0,7 zurückzuführen - in dieser Situation unterliegt der Korrosionsprozess nicht mehr dem Ohm'schen, sondern dem kathodischen Einfluss, so dass die Expositionsbedingungen nur einen geringen Einfluss haben.

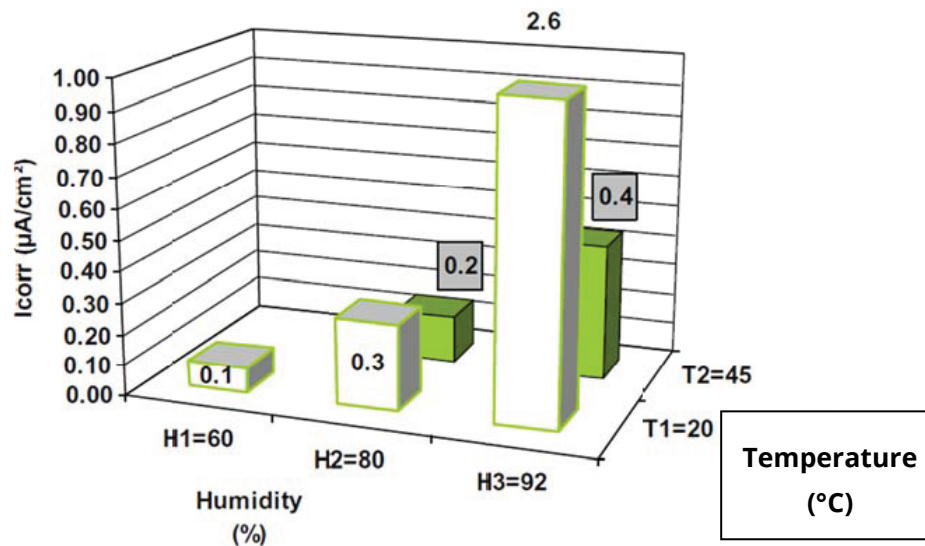


Abb. 5.3.22: Korrosionsrate in Abhängigkeit von Temperatur und Feuchte (Bouteiller et al. 2012).

Andrade et al. (1999) haben versucht, ein Modell zu erstellen, das in der Lage ist, die Entwicklung der Korrosionsrate abhängig von Klimaschwankungen darzustellen/zu prognostizieren. Zu diesem Zweck untersuchten sie zwei verschiedene Möglichkeiten, die Korrosionsrate mit der Temperatur und der Feuchte zu verknüpfen: Die Korrosionsrate für Betone mit zwei verschiedenen Zementgehalten und einem w/c-Wert von 0,5 wird in Abb. 5.3.23 als Funktion der Temperatur und relativen Feuchte dargestellt; in Abb. 5.3.24 werden die gleichen Werte der Korrosionsrate als Funktion des Produkts aus Temperatur und relativen Feuchte aufgetragen, wobei eine exponentielle Beziehung gefunden wurde. Es werden keine weiteren Einzelheiten oder Gleichungen angegeben, aber die Autoren wiesen abschließend darauf hin, dass die beste Anpassung der Korrosionsrate unter Berücksichtigung des spezifischen Widerstandes erzielt werden konnte.

Auch andere Veröffentlichungen bestätigten, dass die komplexe Abhängigkeit der Korrosionsrate von Temperatur und relativer Feuchte am besten mit der Änderung des Betonwiderstandes korreliert werden kann (siehe hierzu auch das folgende Kapitel „Elektrischer Widerstand“).

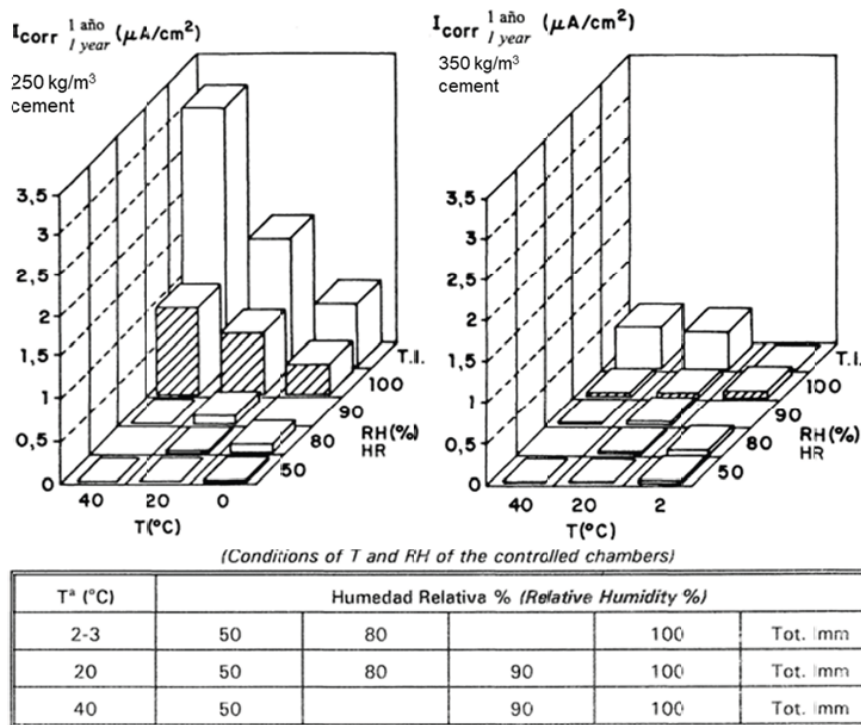


Abb. 5.3.23: Korrosionsrate in Abhängigkeit von Temperatur und Feuchte für zwei verschiedene Zementgehalte. In der Tabelle sind die jeweiligen Expositionsbedingungen angegeben (Andrade et al. 1999).

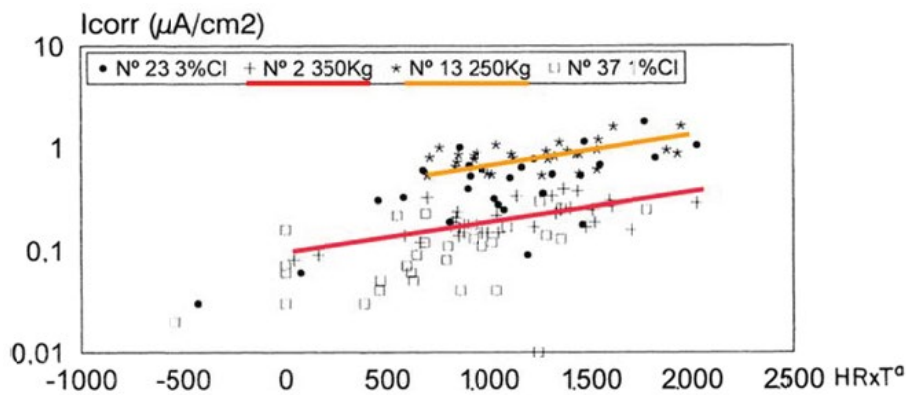


Abb. 5.3.24: Korrosionsrate als Funktion des Produkts aus Temperatur und relativer Feuchte für zwei verschiedene Zementgehalte (Andrade et al. 1999).

Pour-Ghaz et al. (2009) schlagen ein Vorhersagemodell für Korrosion vor, das auf der Temperatur, der Grenzstromdichte, dem Widerstand und der Betonüberdeckung basiert. Obwohl sich die Autoren in ihren theoretischen Experimenten nur auf die Temperatur konzentriert haben, berücksichtigte das Modell indirekt auch die Feuchte, weshalb sie versuchten, das Modell anhand von Testdaten aus der Literatur bei verschiedenen relativen Luftfeuchten zu validieren. In Abb. 5.3.25 zeigt sich aber, dass das Modell nicht in der Lage ist, die Korrosion in Beton ohne Chloride vorherzusagen.

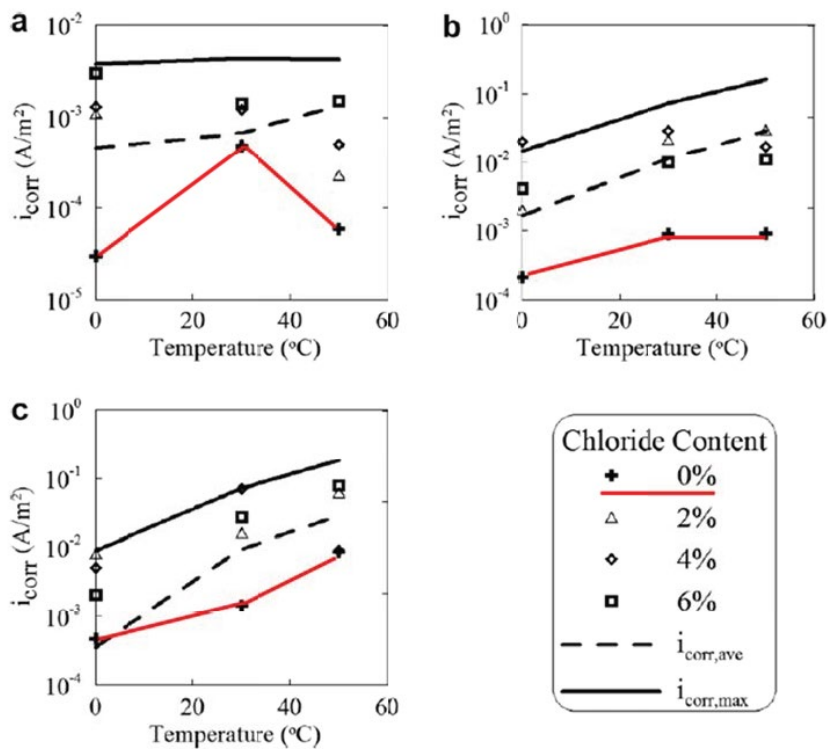


Abb. 5.3.25: Korrosionsrate als Funktion der Temperatur bei verschiedenen Feuchtigkeitsgraden (a) 50% r.F. b) 90% r.F. c) bei Sättigung (Pour-Ghaz et al. 2009).

Elektrischer Widerstand

Im Vergleich zu anderen Korrosionsparametern, wie z.B. der Korrosionsrate kann der Widerstand des Betons relativ einfach gemessen werden. Das gilt auch für In-Situ-Messungen. Daher würde eine Beziehung zwischen dem Betonwiderstand und der Korrosionsrate die Bewertung des Korrosionsstadiums auf effiziente und kostengünstige Weise ermöglichen. Daher ist der Zusammenhang zwischen Korrosion und Betonwiderstand (C-R-Beziehung) seit Jahrzehnten im Fokus der Forschung Hornbostel et al. (2013).

Nach Stefanoni et al. (2018) sehen die meisten Autoren die Korrelation zwischen Korrosionsrate und Widerstand als Beweis für einen direkten Einfluss des Materialwiderstands auf die Korrosionsrate (Ohm'sche Kontrolle) an, da die fehlende Leitfähigkeit der Matrix den Transport von Ionen hemmen würde (Chavez-Ulloa et al. 2013, Alonso et al. 1987, Alonso et al. 1988). Hornbostel et al. (2013) geben als klare Tendenz an, dass die Korrosionsrate mit zunehmendem Betonwiderstand abnimmt. Dieses Verhalten kann beobachtet werden, sobald die Korrosion begonnen hat. Bei gesättigtem Beton gilt dies nicht. Hier bleibt die Korrosionsrate trotz des geringen Widerstands aufgrund Sauerstoffmangels auf einem niedrigen Niveau.

Der Feuchtegehalt ist der maßgebliche Faktor bei der Bestimmung des spezifischen Widerstandes von karbonisiertem Beton. Je höher der Feuchtegehalt und je höher der Ionengehalt des leitenden Mediums, desto geringer ist der spezifische Widerstand. Es wurde jedoch festgestellt, dass die C-R-Beziehung nur für Feuchtegehalte unter 70 % Porensättigungsgrad unter den spezifischen

Versuchsbedingungen anwendbar ist (López und González 1993). Die Mikrostruktur/ Porosität des Betons, die wiederum durch den w/c-Wert und die Zusammensetzung des Betons beeinflusst wird ist von untergeordneter Bedeutung, spielt aber eine Rolle im Bereich der relativen Luftfeuchte von 60 bis 90 % (Bertolini et al. 2013, Markeset und Myrdal 2008). Andere Autoren (Hornbostel et al. 2013, DuraCrete 2000) kommen zu dem Ergebnis, dass die Korrosionsrate durch die Messung des Betonwiderstands stattfinden kann, wenn die C-R-Beziehung für das jeweilige Material ermittelt wurde.

In der Literatur sind verschiedene Bewertungskriterien zur Quantifizierung der Korrosionsaktivität durch Messungen des spezifischen elektrischen Widerstands (oder der Leitfähigkeit) von Beton zu finden (Bertolini et al. 2013, Stefanoni et al. 2018, Alonso et al. 1988, Andrade und Castillo 1999, Bertolini und Polder 1997, Hornbostel et al. 2013, DuraCrete 2000, Otieno et al. 2011, COST 509 Bericht 1997). Bertolini et al. (2013) geben die im COST 509 Bericht (1997) und von Andrade und Alonso (1996) vorgeschlagenen Auslegungskriterien für die Messung des elektrischen Widerstandes von frei bewitterten Betonbauteilen aus Portlandzement-Beton an.

Nach Abb. 5.3.26 ist die Korrosionsrate in Beton mit einem spezifischen Widerstand von 100 - 200 $\Omega \cdot m$ hoch, während unter 100 $\Omega \cdot m$ (oder 50 $\Omega \cdot m$ nach Hornbostel et al. 2013) die Korrosionsrate sehr hohe Werte erreichen kann, die Korrosion dann aber nicht mehr abhängig vom Widerstand abläuft. Widerstandswerte zwischen 200 - 1000 $\Omega \cdot m$ deuten auf mittlere oder geringe Korrosionsraten hin, während über 1000 $\Omega \cdot m$ (bzw. 2000 $\Omega \cdot m$ nach CONTECVET 1989) die Korrosionsrate als vernachlässigbar angesehen werden kann.

Concrete resistivity ($\Omega \cdot m$)	Corrosion rate
> 1000	negligible
> 500	low
200–500	modest
100–200	high
< 100	very high (no ohmic control)

Abb. 5.3.26: Interpretationskriterien für die Messung des elektrischen Widerstandes von frei bewitterten Betonbauteilen aus Portlandzement-Beton (Andrade und Alonso 1996, COST 509 Bericht 1997).

Für eine detailliertere Beschreibung der C-R-Beziehung können Lebensdauermodelle herangezogen werden. Eines davon, das zum Teil aus den Ergebnissen der in (Alonso et al. 1988, Andrade und Alonso 1996, Martínez und Andrade 2009, CONTECVET 1989) beschriebenen Experimente abgeleitet wurde, wurde von Otieno et al. (2011) vorgeschlagen. Die Abschätzung der Ausbreitungszeit im Modell basiert auf der C-R-Beziehung. Es wird ein effektiver spezifischer Widerstand ρ_{ef} verwendet, der aus dem spezifischen Widerstand von gesättigtem Beton geschätzt und mit Faktoren angepasst wird, die das Alter des Betons und die jährlichen Klimaänderungen berücksichtigen. Entsprechend Gleichung (4) wird die Beziehung zwischen der Korrosionsrate und dem spezifischen Widerstand durch einen Faktor K_{corr} charakterisiert:

$$i_{corr} = K_{corr} / \rho_{eff} \quad \text{mit } K_{corr} = 3 \cdot 10^4 \mu\text{A}/(\text{cm}^2 \cdot \text{k}\Omega\text{cm}) \quad (4)$$

Diese Gleichung berücksichtigt weder die Betonmischung noch die Ursache der Korrosion oder die Expositionsbedingungen. Das vorgeschlagene Modell berücksichtigt einzig die Beziehung zwischen der Korrosionsrate und dem spezifischen Widerstand des Betons. Diese Annahme wirkt zu einfach, aber im Vergleich zu experimentellen Daten gibt die Gleichung die Ergebnisse der geprüften Probekörper gut wieder, insbesondere im Vergleich zu komplexeren Modellen, wie dem von DuraCrete (2000) aufgestellten (siehe Abb. 5.3.27 nach Hornbostel et al. 2013).

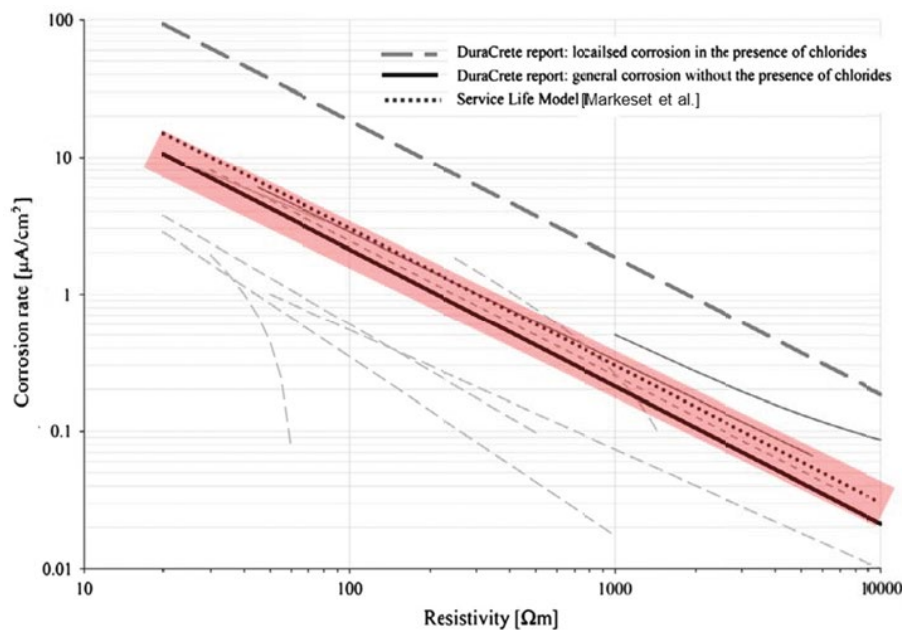


Abb. 5.3.27: Korrosionsrate in karbonisiertem Beton in Abhängigkeit vom spezifischen Widerstand des Betons. Vergleich zwischen den Lebensdauer-Modellen von Otieno et al. (2011) und DuraCrete (2000) und den in der Literatur beobachteten Regressionslinien; die durchgezogenen Linien beziehen sich auf die Korrosion aufgrund von Karbonatisierung (Hornbostel et al. 2013).

5.3.1.2 Zusammenfassung der Ergebnisse der Literaturlauswertung

Wasser-Bindemittel-Verhältnis (w/c-Wert)

In der Literatur werden hauptsächlich konstante w/c-Werte zwischen 0,40 und 0,65 untersucht. Manchmal werden auch höhere Werte für das betrachtet, die jedoch für reale Gemische nicht repräsentativ sind.

Die Autoren stimmen überein, dass eine Verringerung des w/c-Wertes eine Verringerung der Korrosionsrate zur Folge hat, zumindest bei mittleren und hohen Luftfeuchten (60 - 95 % relative Luftfeuchte). Bei niedriger relativer Luftfeuchte und bei Sättigung der Poren ist der Einfluss des w/c-Wertes auf die Korrosionsrate wahrscheinlich vernachlässigbar.

Bindemittel und pH-Wert

In der Literatur werden hauptsächlich Betone mit Portlandzement untersucht, Portlandpuzzolanzemente nur selten. Portlandzement bietet im Vergleich zu Puzzolan oder anderen Bindemitteln eine bessere Korrosionsbeständigkeit. Der Anstieg der Korrosionsrate bei Klinkerersatz ist signifikant (größer Faktor 5) bei 100 % relativer Luftfeuchte und teilweisem Eintauchen. Im Feuchtebereich von 65 – 95 % wird nur ein geringer Anstieg der Korrosionsrate mit dem Klinkerersatz beobachtet. Bei einer relativen Luftfeuchte von 50 % ist der Effekt der Klinkersubstitution entgegengesetzt: Die Korrosionsrate ist bei Beton mit Portlandzement am höchsten und sinkt mit der Klinkersubstitution. Dieser Trend kann durch die physikalischen und mikrostrukturellen Eigenschaften der verschiedenen Bindemittel unter karbonisierten Bedingungen erklärt werden.

Die Karbonatisierung und die Karbonatisierungsrate selbst, die wiederum von der Art des Bindemittels beeinflusst werden, sind für die Veränderung des Gefüges und der Porengrößenverteilung des Betons/Mörtels verantwortlich. Die Karbonatisierungsgeschwindigkeit ist bei Beton mit Portlandzement 2-4 mal langsamer als bei Mischzementen.

Zur Auswirkung des pH-Wertes der Porenlösung in verschiedenen Bindemitteln auf die Korrosionsrate wurden keine aussagekräftigen Literaturquellen gefunden, hier besteht noch Forschungsbedarf.

Sauerstoff

Bei frei bewittertem Beton/ Mörtel, ist das Porensystem teilweise offen und dadurch der Transport von Sauerstoff im gasförmigen Zustand immer möglich. Dieser Transport ist im Vergleich zum diffusiven Sauerstofftransport in wassergefüllten Poren schnell (ca. 10⁴ mal größer). Daher ist die Geschwindigkeit, mit der Sauerstoff die Stahloberfläche erreicht, nicht langsam genug um den Korrosionsprozess zu begrenzen, der somit unter Ohm'scher Kontrolle bleibt. Die Sauerstoffanreicherung erfolgt erst, wenn die Sättigungsbedingungen erreicht sind und die Sauerstoffzufuhr an der Stahloberfläche zum begrenzenden Faktor des Korrosionsprozesses wird, der somit unter kathodischer Kontrolle steht.

Temperatur

Die Rolle der Temperatur bei der Korrosion von Stahl in Beton/ Mörtel wurde explizit nur wenig untersucht und dann hauptsächlich anhand von Laborversuchen. Bei Freilandexposition ist der Zusammenhang zwischen hohen Temperaturen und abnehmender Korrosionsgeschwindigkeit wohl eher der bei hoher Temperatur niedrigen relativen Feuchte geschuldet. Temperaturen über 40 °C werden in der Außenluft nur bei extremer Trockenheit erreicht – in dem Fall dürfte eher die geringe Feuchte als die hohe Temperatur den maßgeblichen Einflussfaktor auf die geringere Korrosionsgeschwindigkeit darstellen. Im Allgemeinen steigt die Korrosionsrate mit zunehmender Temperatur bei normaler Umgebungstemperatur deutlich an, nimmt aber über 40 °C nicht weiter

zu, sondern wieder ab. Der Grund dafür ist noch nicht klar: Der Effekt könnte mit Verdampfungs-/ Kondensationsphänomenen oder mit der unterschiedlichen Sauerstoffdiffusionsrate in der Luft und im Wasser zusammenhängen. Einige Autoren haben festgestellt, dass der natürliche Logarithmus der Gesamtkorrosion linear mit dem Kehrwert der absoluten Temperatur zusammenhängt, und somit einer Arrhenius-Beziehung der Temperatur folgt.

Die Autoren stimmen überein, dass die Korrosionsrate eine exponentielle Abhängigkeit von der Temperatur aufweist. Die Steigung der Trendlinie sollte bei gleichem Bindemitteltyp, Zementgehalt und w/c-Verhältnis (wenn i_{corr} im logarithmischen Maßstab aufgetragen wird) konstant sein. Es werden keine Angaben zum Einfluss des Wassergehalts auf das Verhältnis zwischen Korrosionsrate und Temperatur genannt.

Bei den im Labor getesteten Proben (Portlandzement, w/c 0,55) erhöht sich die Korrosionsrate bei konstanter relativer Luftfeuchte von 0,45 $\mu\text{m/a}$ bei 20°C auf 2 $\mu\text{m/a}$ bei 30°C und 5 $\mu\text{m/a}$ bei 40°C. Bei Feldversuchen (Portlandzement, w/c 0,5) unter Temperaturen zwischen -10°C und 35°C und einer relativen Luftfeuchte von 10-95 % variiert die Korrosion im Bereich von 0,1-10 $\mu\text{m/a}$.

Zusammenfassend kann davon ausgegangen werden, dass eine höhere Temperatur auch zu einer schnelleren Korrosion führt. In normalen Bauteilen sind Feuchteverhältnisse oberhalb von 40 °C in Kombination mit sehr hohen Feuchtegehalten selten. Eine theoretisch mögliche Abnahme der Korrosionsgeschwindigkeit in diesem Temperaturbereich kann daher ohne größere praktische Auswirkung auf der sicheren Seite liegend ignoriert werden.

Feuchtegehalt

Relative Luftfeuchte und flüssiges Wasser haben einen signifikanten Einfluss auf die Korrosionsrate in karbonisiertem Beton/ Mörtel und werden daher ausführlich untersucht, wenn auch im Allgemeinen nur bei einer Temperatur von 20°C. In trockenen Umgebungen (XC3 mit 50-80% r.F.) ist die Korrosion vernachlässigbar, aber sie steigt mit zunehmender Feuchte (XC3 mit 80-100% r.F.) erheblich an und nimmt in Gegenwart von flüssigem Wasser (XC4, teilweises Eintauchen) stark zu. Dieser Trend ist in einem Temperaturbereich zwischen 10°C und 40°C zu erkennen.

Die Beziehung zwischen Korrosionsrate und Feuchtegehalt wird in den meisten Fällen als Exponentialkurve beschrieben, wobei für den Zustand des teilweisen Eintauchens ein beliebiger Wert der relativen Luftfeuchte größer 100 % r.F. gewählt wird. Die Steigung der linearen Korrelation zwischen dem Logarithmus von i_{corr} und der Expositionsbedingung ist bei den einzelnen Arbeiten ähnlich. Bei konstanter relativer Luftfeuchte hängt die Streuung der Daten von den verschiedenen verwendeten Bindemitteln und w/c-Verhältnissen ab.

Portlandzement-Proben mit w/c 0,5 zeigen bei 50 % relativer Luftfeuchte eine Korrosionsrate von 0,2 - 0,3 $\mu\text{m/Jahr}$, bei 100 % relativer Luftfeuchte ca. 3 - 6 $\mu\text{m/Jahr}$ und 15 $\mu\text{m/Jahr}$, wenn sie teilweise in Wasser eingetaucht sind. Unter den gleichen Randbedingungen werden für Proben mit Puzzolan mit einem w/c-Wert von 0,5 Korrosionsraten von 0,02 $\mu\text{m/Jahr}$ bei 50 % r.F., 15 $\mu\text{m/Jahr}$

bei 100 % r.F. und 40 µm/Jahr teilweise eingetaucht, angegeben. Die Werte beziehen sich auf eine Temperatur von 20°C.

Der Einfluss der Außenbedingungen (Freibewitterung) wird in der Literatur nur selten behandelt und eine Bewertung ist schwierig, da in der Regel kaum Klimadaten (Temperatur, relative Luftfeuchte und Regen) erfasst werden. Es wurde nur eine Quelle gefunden, in der die Auswirkung von Regen auf die Korrosionsrate bewertet wird. Es wird angenommen, dass Laborversuche unter XC4 Bedingungen die Korrosion im Vergleich zur natürlichen Bewitterung an realen Bauteilen überschätzen.

Gekoppelter Einfluss von Temperatur und Feuchte

Zur komplexen Abhängigkeit der Korrosionsrate von Temperatur und Feuchtezustand wurden nur Quellen von vier Forschungsgruppen gefunden. Ihre Ergebnisse sind jedoch wenig aussagekräftig, da der Beton/ Mörtel nicht karbonisiert oder zu dick ist und weiterhin ein nicht repräsentativen w/c-Wert verwendet wird. In anderen Fällen stellen die Autoren die Ergebnisse als Funktion von Temperatur und Feuchte dar, ohne nach einer Korrelation zu suchen. In einem Fall wird die Korrosion als Funktion des Produkts aus relativer Luftfeuchte und Temperatur aufgetragen, wobei ein exponentieller Trend festgestellt wird; eine weitere Erklärung wird jedoch nicht gegeben. In einem anderen Fall wird ein Modell vorgeschlagen, das hauptsächlich auf der Temperatur basiert, aber indirekt auch die Feuchtigkeit berücksichtigt; dieses Modell ist jedoch für Beton/ Mörtel, ohne Chloride unzureichend.

Elektrischer Widerstand

Die Beziehung zwischen der Korrosionsrate und dem elektrischen Widerstand (C-R-Beziehung) wurde in den letzten Jahrzehnten intensiv untersucht, da der Betonwiderstand, im Vergleich zu anderen korrosionsbezogenen Parametern, wie zum Beispiel die Korrosionsgeschwindigkeit, leicht gemessen werden kann – auch direkt am Bauteil.

Tendenziell nimmt die Korrosionsrate mit zunehmendem Betonwiderstand ab. Dies gilt ab Beginn der Korrosion, aber nicht für den Fall der vollständigen Sättigung, in dem die Korrosionsrate trotz des geringen spezifischen Widerstandes aufgrund des Sauerstoffmangels (kathodische Kontrolle) gering ist. Die meisten Autoren sehen den Zusammenhang zwischen Korrosionsgeschwindigkeit und Widerstand als Hinweis für den direkten Einfluss des Materialwiderstands auf die Korrosionsgeschwindigkeit. Dies zeigt, dass der Korrosionsprozess in karbonisiertem Beton/ Mörtel unter XC3 und XC4-Bedingungen unter ohmscher Kontrolle steht.

Mögliche Interpretationskriterien für natürlich bewitterten Portlandzement-Beton sind nach RILEM 100 - 200 Ω m für starke Korrosion (> 20 µm/Jahr), 200 - 500 Ω m für mäßige Korrosion (5-20 µm/Jahr), 500 - 1000 Ω m für geringe Korrosion (1 - 5 µm/Jahr) und über 1000 Ω m für vernachlässigbare Korrosion (< 1 µm/Jahr). Unter 100 Ω m kann die Korrosionsrate sehr hoch sein, aber die Korrosion wird wahrscheinlich nicht mehr vom Widerstand beeinflusst.

Weiterhin gibt das Service Life-Modell von RILEM eine detailliertere C-R-Beziehung: Die Anpassung ist linear, gekennzeichnet durch einen Faktor K_{corr} . Auch wenn dieses Modell weder die Mikrostruktur des Betons noch die Expositionsbedingungen berücksichtigt, gibt es das Korrosionsverhalten von karbonisiertem Beton/Mörtel gut wider.

5.3.1.3 Erkenntnisse zur Weiterentwicklung des Korrosionsmodells

Mit dem Ziel, das hygrothermische Korrosions-Modell WUFI Corr mit zusätzlichen Materialien, wie anderen Mörtel- und Betonarten zu erweitern und mit neuen Daten aus der Literatur zu validieren, wurde eine Literaturrecherche zur Korrosion in karbonisiertem Beton und Mörtel durchgeführt, in der der Schwerpunkt auf den wichtigsten Umwelt- und Mikrostrukturparametern lag, die einen Einfluss auf die Stahlkorrosion und ihre Geschwindigkeit haben.

Durch die Karbonatisierung von Beton wird der Bewehrungsstahl depassiviert und es kann zu Korrosion kommen, wenn Sauerstoff und Wasser vorhanden sind. Die Korrosionsgeschwindigkeit wird von mehreren Faktoren beeinflusst, wie z. B. der Sauerstoffzufuhr an der Stahloberfläche, der Temperatur, der relativen Luftfeuchte und dem Wassergehalt, dem Verhältnis Wasser/ Bindemittel (w/c-Wert), der Art des Bindemittels und dem pH-Wert der Wasserlösung in den Poren. Diese Parameter beeinflussen nicht nur unabhängig voneinander den Korrosionsprozess, sondern können sich teilweise auch gegenseitig beeinflussen.

Was die Art des Bindemittels anbelangt, so wird in der Literatur hauptsächlich Beton mit Portlandzement diskutiert, seltener mit Portlandpuzzolanzemente. Portlandzement bietet im Vergleich zu Puzzolan oder anderen Bindemitteln eine bessere Korrosionsbeständigkeit. Diese Erhöhung der Korrosionsrate durch Klinkersubstitution ist bei 100 % relativer Luftfeuchte und teilweise eingetauchten Bedingungen sehr signifikant (mehr als ein Faktor 5). Die Auswirkung des pH-Werts der Porenlösung in verschiedenen Bindemitteln auf die Korrosionsrate wurde bisher vernachlässigt und muss weiter untersucht werden.

Das w/c-Verhältnis wird im Allgemeinen unter Berücksichtigung von Werten zwischen 0,4 und 0,65 analysiert. In diesem Bereich entspricht eine Verringerung des w/c-Wertes einer Verringerung der Korrosionsrate, zumindest bei mittlerer oder hoher Luftfeuchtigkeit (60 - 95% r.F.). Bei niedriger relativer Luftfeuchte und bei Sättigung ist der Einfluss des w/c-Verhältnisses auf die Korrosion vernachlässigbar.

Die Sauerstoffzufuhr an der Stahloberfläche wird nicht oft untersucht: Bei Beton/ Mörtel, der frei bewittert ist, ist das poröse System jedoch teilweise offen und der Transport von Sauerstoff in gasförmigem Zustand ist meist möglich. In diesem Fall wird die Korrosionsgeschwindigkeit durch den spezifischen Widerstand des Betons gesteuert (ohmsche Steuerung).

Die Expositionsbedingungen wie Temperatur und insbesondere Feuchte werden in den Quellen ausführlicher untersucht, auch wenn ihr gemeinsamer Einfluss auf die Korrosionsrate nur selten bewertet wird und keine praktikablen Modelle geliefert werden. Es besteht fast allgemeine Übereinstimmung in der Aussage, dass die Korrosionsrate sowohl von der Temperatur (im Bereich

von 0-40°C) als auch von der Feuchte (im Bereich von 50-100% und bei teilweisem Untertauchen) gemäß einem exponentiellen Zusammenhang aufweist, was auch dem Verhalten anderer, bereits im hygrothermischen Korrosions-Modell enthaltenen Materialien entspricht. Darüber hinaus ergab die Literaturrecherche, dass die Korrosionsrate im Bereich von 65 - 80% relativer Luftfeuchte (selbst bei einer Temperatur von 40°C) vernachlässigbar ist, während sie in feuchten Umgebungen und insbesondere im eingetauchten Zustand der Probekörper hohe Werte von etwa 100 µA/Jahr erreicht.

Die Korrosionsrate frei bewitterter Betonbauteile könnte basierend auf Widerstandsmessungen erfolgen, der in-situ leicht zu messen ist. Daher wurde die Beziehung zwischen Korrosionsrate und Widerstand intensiv erforscht: Es lässt sich eine klare Tendenz feststellen, dass die Korrosionsrate mit steigendem Betonwiderstand abnimmt. RILEM schlägt ein Lebensdauermodell vor, bei dem eine lineare Anpassung verwendet wird.

5.3.2 Instationäres Korrosionsmodell WUFI® Corr

Das instationäre Korrosionsmodell WUFI® Corr wurde entwickelt, um den Korrosionsprozess von Metall in Bauteilen abhängig vom Einbettungsmaterial und den vorherrschenden Temperatur- und Feuchtebedingungen zu prognostizieren. Letztere können hierbei z.B. durch hygrothermische Berechnungen ermittelt werden. Das Modell wurde bereits durch mehrere Labortests validiert und zeigte eine gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und simulierten Ergebnissen. Die Grundlagen des Modells sind in Bertolini et al. (2011), Marra (2012), Bertolini et al. (2013b), Marra et al. (2015) und Carsana et al. (2015) ausführlich beschrieben.

5.3.2.1 Zugrundeliegende Laboruntersuchungen

Das Modell basiert auf verschiedenen Laboruntersuchungen (Marra 2012, Bertolini et al. 2013b, Carsana et al. 2015). Dabei lag der Fokus auf historischen Gebäuden und Materialien. Es wurden Untersuchungen an verschiedenen Mörteln und Ziegeln durchgeführt und dabei vier verschiedene Arten von Mörteln verwendet:

- Zwei Luftmörtel, die als Bindemittel Gips bzw. eine Mischung aus Kalk und Gips enthalten
- Zwei hydraulische Mörtel, bei denen Kalk mit zwei verschiedenen Arten von hydraulischen Bindemitteln gemischt wird (hier Puzzolan (z.B. pulverisierte vulkanische Mineralien) und Cocciopesto (Luftkalkmörtel mit feinen Ziegelsplitt und Ziegelmehl)).

Die Versuche wurden unter zwei verschiedenen Bedingungen durchgeführt: Ein Teil im Feuchtebereich bis zum Sorptionsgleichgewicht bei 95% relativer Luftfeuchte, also im hygroskopischen Bereich (Künzel 1995, Künzel und Kiessl 1996) und der andere im Sättigungsbereich.

Die Versuche wurden bei Temperaturen zwischen 0°C und 40°C durchgeführt. Niedrigere Temperaturen sind nicht sinnvoll, da bei gefrorenem Wasser keine Korrosion stattfinden kann.

Weiterhin kommt die Korrosion zum Erliegen, wenn die Umgebung zu trocken ist, d.h. wenn keine dünne Wasserschicht auf der Metalloberfläche vorhanden ist (Bertolini et al. 2013).

Die Experimente zeigten die Schlüsselrolle der Temperatur, relativen Luftfeuchte und Wassergehalt auf das Korrosionsverhalten von in Mauerwerk eingebetteten Einlagen aus unlegiertem Stahl. Darüber hinaus wurde ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Korrosionsrate von Stahl und dem elektrischen Widerstand des jeweiligen Einbettungsmaterials festgestellt (d. h. je niedriger der Widerstand des Einbettungsmaterials, desto höher die Korrosionsrate der Einsätze). Da der elektrische Widerstand sowohl mit der Temperatur als auch mit der relativen Luftfeuchte der Umgebung in Verbindung gebracht werden kann, wurde eine Korrelation zwischen der Korrosionsrate von in Mauerwerk eingebettetem Stahl und den hygrothermischen Bedingungen der Konstruktion festgestellt. Insbesondere ist die Korrosionsrate bei Proben, die einer relativen Luftfeuchte von 65 % und 80 % ausgesetzt sind, selbst bei 40 °C vernachlässigbar. Dagegen erreicht die Korrosionsrate bei Umgebungsbedingungen mit höheren Feuchten oder bei Kontakt mit flüssigem Wasser hohe Werte (bis zu ca. 100 mA/m²) (Marra 2012, Bertolini et al. 2013b, Carsana et al. 2015).

5.3.2.2 Berechnungsmodell

Zur Berücksichtigung der beiden Feuchtebereiche der Laboruntersuchungen wurden zwei verschiedene Gleichungen definiert. Im ersten Bereich (bis 95 % relative Luftfeuchte) wurde eine exponentielle Beziehung zwischen der Korrosionsrate und der Temperatur sowie der relativen Luftfeuchte gewählt, während bei Sättigung eine Potenzbeziehung zwischen der Korrosionsrate und der Temperatur angesetzt wird:

$$i_{corr,1} = d_1 \vartheta \cdot e^{(a_1 \cdot \vartheta + b_1 \cdot RH + c_1)} \quad (5)$$

$$i_{corr,sat} = a_{sat} \cdot \vartheta^{b_{sat}} \quad (6)$$

Die Korrosionsrate i_{corr} wird in beiden Fällen als Stromdichte [mA/m²] ausgedrückt, welche den üblicherweise verwendeten Parameter bei Korrosionsuntersuchungen darstellt. In Gleichung (5) stellen a_1 , b_1 und c_1 [-] die Korrelationsparameter dar, die vom Einbettungsmaterial und seinen Eigenschaften abhängen (d. h. Mikrostruktur und chemische Zusammensetzung der Porenlösung). Der Faktor d_1 [-] der Gleichung (5) ermöglicht Korrosionsraten von Null, wenn die lokale Temperatur 0°C erreicht. Nach Gleichung (6) sind sowohl a_{sat} als auch b_{sat} [-] Korrelationsparameter, die von den Eigenschaften des Einbettungsmaterials abhängen. Auch hier wird die Korrosionsrate im Falle von 0°C auf Null gesetzt (siehe auch Marra et al. 2015b).

Zwischen dem hygroskopischen Bereich und dem Sättigungsbereich, also im sog. Kapillarwasserbereich, ist es schwierig, die relative Luftfeuchte der Proben zu messen (vgl. Künzel 1995, Künzel und Kiessl 1996). Daher wurde ein mathematischer Ansatz verwendet. Die Gleichung (7) stellt eine Annäherung zwischen 95 % relativer Luftfeuchte und Sättigung dar:

$$i_{corr,2} = i_{corr,sat} \cdot \frac{(k - 100) \cdot RH}{k - RH} \cdot \frac{1}{100} \quad (7)$$

Dabei ist k [m/m^2] ein von der Temperatur abhängiger Näherungsfaktor (a_2 , b_2 und c_2 sind Korrelationsparameter [-]):

$$k = i_{corr,sat} \cdot \vartheta^{b_2} + c_2 \quad (8)$$

Unter Verwendung von Gleichung (5) wurde für die untersuchten Materialien eine Korrosionskarte erstellt (siehe Abb. 5.3.28). Auf der x- bzw. y-Achse sind die Temperatur und die relative Luftfeuchte aufgetragen, die Isolinien stellen die Korrosionsgeschwindigkeit (logarithmisch) dar. Die verschiedenen Graustufen entsprechen den unterschiedlichen Korrosionsgeschwindigkeiten. Das Diagramm wird durch den experimentellen erfassten Bereich der Untersuchungen begrenzt (relative Luftfeuchte bis 95%). Im oberen Teil der Abb. 5.3.28 ist die Korrosionsrate als Funktion der Sättigungstemperatur gemäß Gleichung (7) dargestellt.

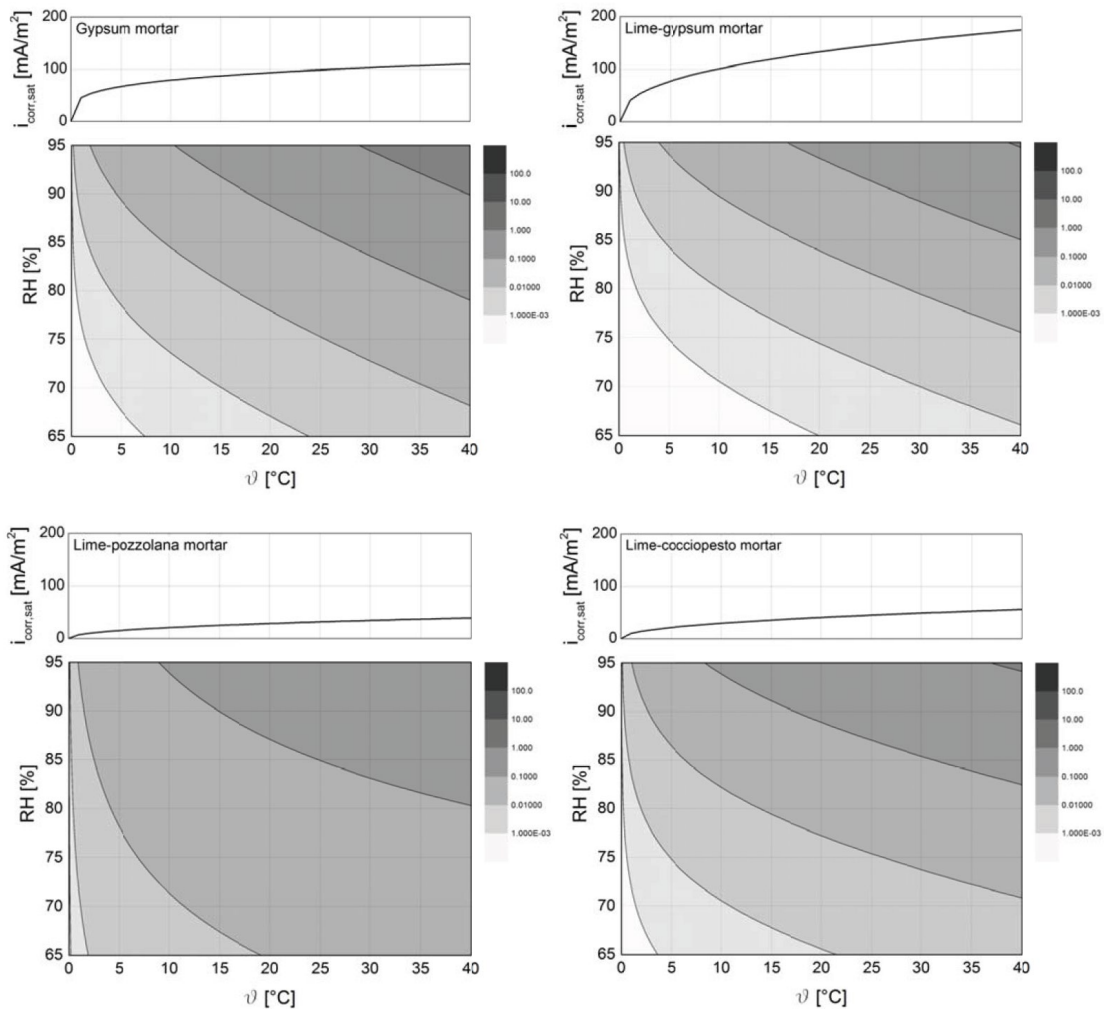


Abb. 5.3.28: Korrosionsrate i_{corr} in Abhängigkeit von der Temperatur (0°C- 40°C) und relativer Luftfeuchte (65% - 95%) und (oben) unter Sättigungsbedingungen als Funktion der Temperatur.

Links oben: Gips-Mörtel; rechts oben: Kalk-Gips-Mörtel; unten links: Kalk-Puzzolan-Mörtel; unten rechts: Kalk-Coccioposto-Mörtel.

Abb. 5.3.29 zeigt die Korrosionsrate in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte im Kapillarwasserbereich zwischen 95 % r.F. und der Sättigung, entsprechend der in (6) dargestellten Näherung. Die berechnete Kurve zeigt eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten, insbesondere mit denen der Trocknungsphase.

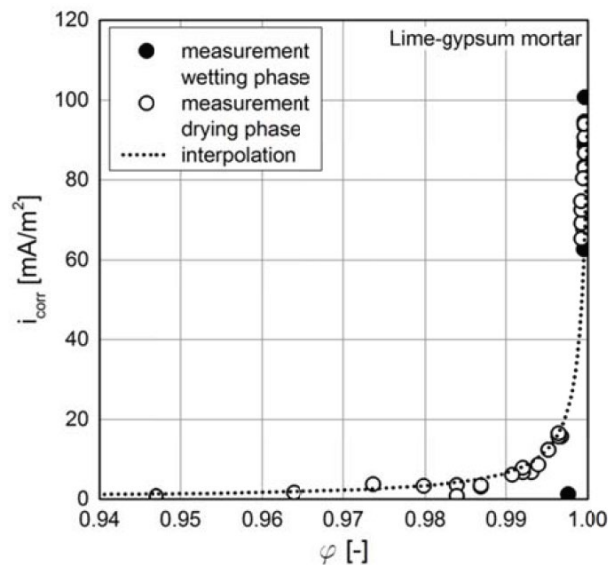


Abb. 5.3.29: Korrosionsrate i_{corr} des Kalk-Gips-Mörtels in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte zwischen 95 % und Sättigung bei 20 °C.

In Bezug auf die Materialfeuchte wurde bislang nur der Bezug zur relativen Feuchte beschrieben, da diese in realen Bauwerken einfacher zu messen/ überwachen ist. Eine weitere Möglichkeit wäre die Korrelation der Korrosion mit dem Wassergehalt im Mörtel. Der Wassergehalt hängt von den spezifischen Materialeigenschaften des jeweiligen Materials ab. Liegt anstelle der relativen Luftfeuchte der Wassergehalt vor, muss eine Umrechnung mit Hilfe der Feuchtespeicherfunktion vorgenommen werden. Es ist möglich, die folgende Näherung nach Künzel (1995) und Künzel und Kiessl (1996) zu verwenden:

$$w(\varphi) = \frac{w_{sat}}{1 + \left(\frac{\rho_w R_D T \cdot \ln \varphi}{p_{k1}} \right)^{p_{k2}}} \quad (9)$$

Der Wassergehalt w errechnet sich aus dem Sättigungswassergehalt w_{sat} [kg/m³], der relativen Luftfeuchte φ [-] der Probe, der Dichte des Wassers ρ_w [kg/m³], der Gaskonstante für Wasserdampf R_D [J/kgK] und den Näherungsfaktoren p_{k1} und p_{k2} [-], die ausgehend von den Messungen bei 80 % und bei etwa 95 % relativer Feuchte berechnet werden. Abb. 5.3.28 zeigt exemplarisch die approximierten Feuchtespeicherung für Kalk-Gips-Mörtel im Vergleich zu gemessenen Werten.

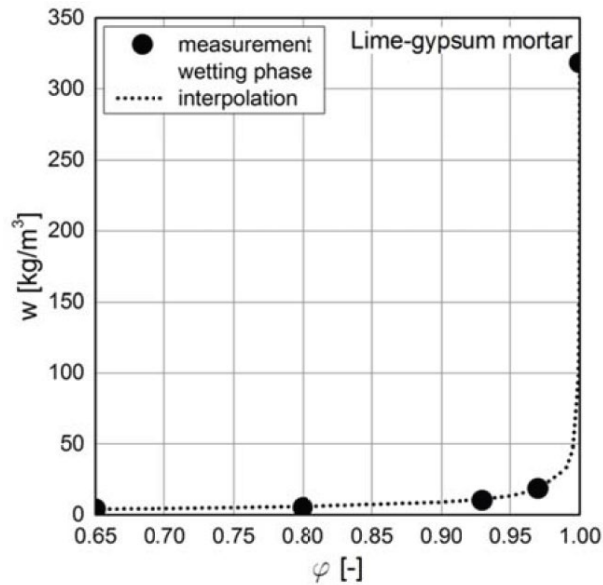


Abb. 5.3.30: Feuchtespeicherfunktion (Wassergehalt des Kalk-Gips-Mörtels in Abhängigkeit von der relativen Feuchte).

Durch Anwendung der Gleichungen (5)(6)(7) und (9) ist das der Postprozessor WUFI® Corr in der Lage, die Korrosionsrate abhängig von der Zeit zu berechnen (Marra et al. 2015). Dazu sind folgende Eingaben erforderlich:

- Die instationären hygrothermischen Verhältnisse (stündliche Daten der Temperatur und relativen Porenluftfeuchte) an der Grenzfläche zwischen Stahl und Einbettungsmaterial. Diese können entweder gemessen oder durch hygrothermische Simulationen ermittelt werden.
- Die Korrosionsbedingungen des Einbettungsmaterials, die durch die Wahl des Bindemitteltyps festgelegt werden.

Aus diesen Daten wird die stündliche Korrosionsrate des eingebetteten Stahls abhängig vom gewählten Bindemitteltyp berechnet. Die Ausgabe kann als Stromdichte [mA/m²] oder als Korrosionsrate [µm/Jahr] ausgedrückt werden. Der Umrechnungsfaktor kann über das Faraday'sche Gesetz ermittelt werden (1 mA/m² = 1,17 µm/Jahr). Im Allgemeinen gilt die Korrosionsrate als vernachlässigbar, wenn sie unter 1 µm/Jahr liegt, und als hoch, wenn sie über 10 µm/Jahr liegt (Bertolini et al. 2013).

5.3.2.3 Beurteilung der Berechnungsergebnisse

Das Ergebnis der Berechnung wird im Dialog Ergebnisse angezeigt (siehe Abb. 5.3.31 und Abb. 5.3.32). Die oberen Diagramme zeigen die berechnete Korrosionsrate des metallischen Einsatzes über die Zeit und die kritische Schwelle: im ersten Bild wird die Korrosionsrate als Stromdichte [mA/m²] angegeben, während im zweiten Bild die Eindringtiefe [µm/Jahr] aufgetragen ist. Die unteren Diagramme zeigen die monatlichen Mittelwerte (links) und die Häufigkeitsverteilung (rechts) der Stromdichte (siehe Abb. 5.3.31) sowie den kumulativen Korrosionsfortschritt des

eingebetteten Stahls über den gesamten Berechnungszeitraums bzw. wie viele Mikrometer Stahl abgetragen werden (siehe Abb. 5.3.32).

Wie bei allen ähnlichen Berechnungsmethoden erfordert die Beurteilung des Ergebnisses ein gewisses Maß an Sachkenntnis. Das Berechnungsergebnis soll in erster Linie ein halbquantitatives Kriterium für den Vergleich und die Einordnung von Konstruktionsvarianten liefern. Überschreitet die Korrosionsrate den kritischen Schwellenwert nur um einen geringen Betrag oder für einen kurzen Zeitraum, ist nicht unbedingt mit Korrosion in einem realen Bauteil zu rechnen, da das Modell einige Sicherheitsfaktoren enthält, um sicherzustellen, dass die Vorhersage "keine Korrosion" zuverlässig ist.

Das Modell basiert auf Messungen, die an Mörtelproben aus einem homogenen Material durchgeführt wurden. Dadurch konnte der Einfluss von eingebetteten Steinen nicht berücksichtigt werden. Laborversuche (Marra 2012), die an Verbundproben aus Ziegeln und Mörtel durchgeführt wurden, haben gezeigt, dass die Stahlkorrosion etwas geringer ist als bei den Mörtelproben. In diesem Fall nimmt der Ziegel einen Teil des Wassers auf, wodurch der Wassergehalt des Mörtels an der Oberfläche der Bewehrung und damit deren Korrosion verringert wird.

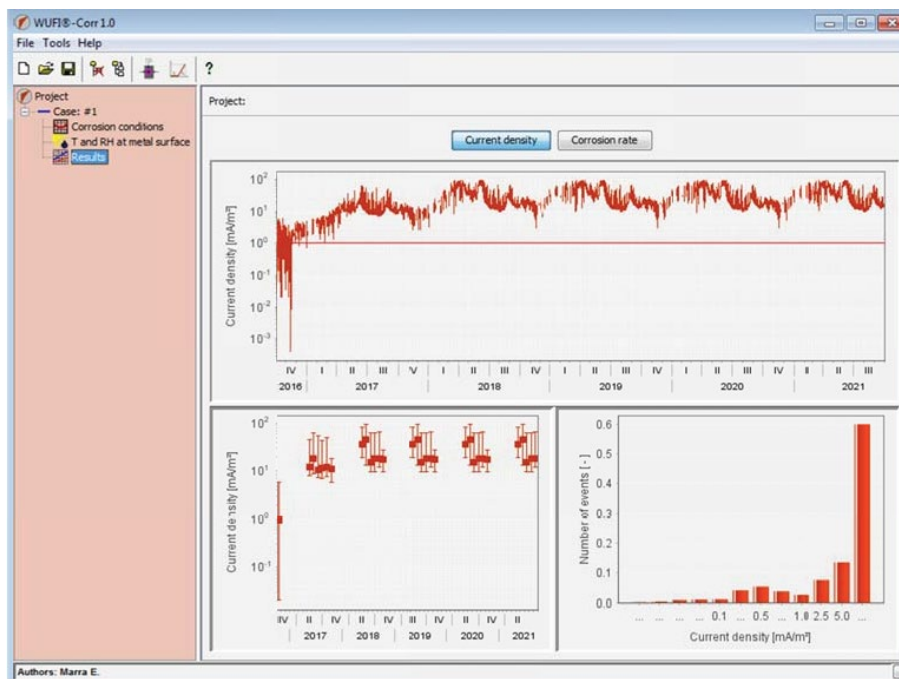


Abb. 5.3.31: Ausgabe des Modells: Korrosionsrate i_{corr} ausgedrückt als Stromdichte [mA/m²]

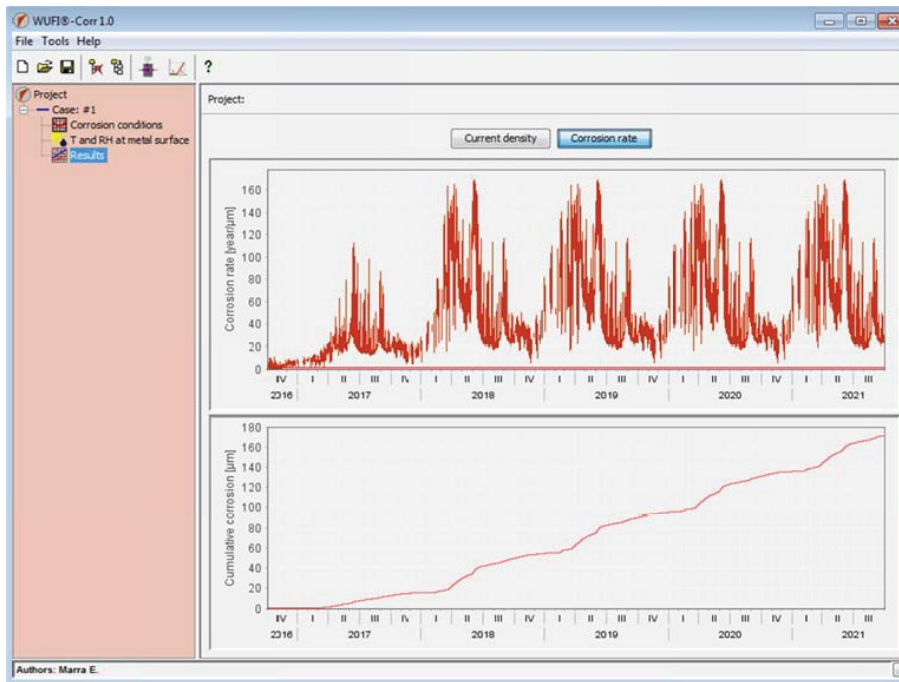


Abb. 5.3.32: Ausgabe des Modells: Korrosionsrate i_{corr} ausgedrückt als Eindringrate [$\mu\text{m}/\text{Jahr}$]

5.3.2.4 Validierung

Das Modell wurde durch zahlreiche Laborversuche validiert. Zu diesem Zweck wurden experimentelle Untersuchungen mit bekannten Randbedingungen und gemessenen Materialeigenschaften durchgeführt. Für jedes Material wurden mehrere Proben bei konstanter Temperatur und verschiedenen Feuchtstufen gelagert und die Korrosionsrate gemessen. Parallel dazu wurden das Verhalten der Proben mit dem hygrothermischen Modell WUFI® (Künzel 1995, Künzel und Kiessl 1996) simuliert und die Ergebnisse der Temperatur und relativen Luftfeuchte als Eingabe für das Korrosionsmodell verwendet. Abb. 5.3.33 zeigt den Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Werten des Korrosionsstroms i_{corr} exemplarisch für zwei Proben aus Kalk-Gips-Mörtel bei 20°C, die vier Stufen der relativen Luftfeuchte (65 – 80 – 95 % r.F. und bei Sättigung). Die Unterschiede zwischen der berechneten und der gemessenen Korrosionsrate sind im unteren Diagramm linear dargestellt und zeigen eine gute Übereinstimmung (maximale Unterschiede von 5 %, wobei die gemessene Korrosionsrate im Modell leicht überschätzt wird). In der logarithmischen Darstellung ist zu erkennen, dass bei den niedrigeren Feuchtstufen (65 % und 80 % r.F.) die Abweichung aufgrund der sehr geringen Korrosionsströme höher ist. Dies ist aber auch der Bereich, in dem die Korrosion als vernachlässigbar gering angesehen wird. Bei den beiden oberen Feuchtstufen (95 % r.F. und gesättigt) ist die Abweichung zwischen Messung und Berechnung deutlich besser.

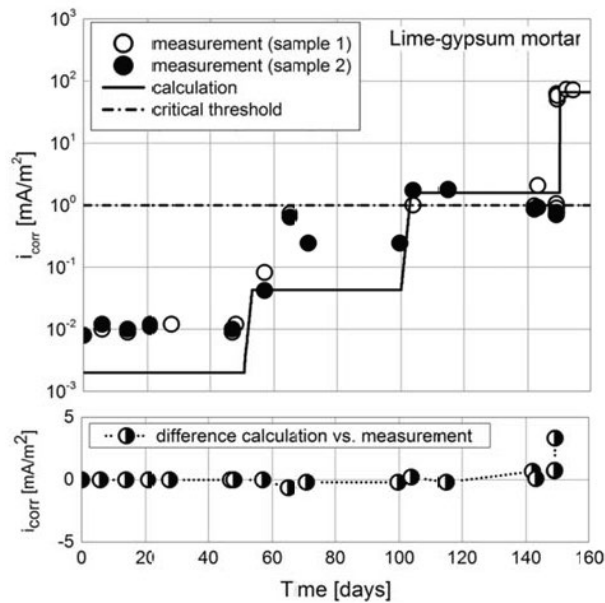


Abb. 5.3.33: Validierung des Modells für den Kalk-Gips-Mörtel: Vergleich zwischen der gemessenen und berechneten Korrosionsrate i_{corr} bei den Feuchtstufen 65 % - 80 % -95 % r.F. und gesättigt.

5.3.2.5 Grenzen des Modells

Das hier vorgestellte Korrosionsmodell ist in der Lage, das Korrosionsrisiko in Bauteilen instationäre zu prognostizieren, stellt aber keine detaillierte Simulation der Korrosionsprozesse selbst dar. Die folgenden Einschränkungen müssen daher beachtet werden:

- Das Modell ist für in poröse Materialien eingebetteten Stahl entwickelt und validiert worden.
- Es wird davon ausgegangen, dass die Korrosion gleichmäßig abläuft und auf der gesamten Oberfläche des Stahls Kontakt mit nicht alkalischen Materialien bzw. karbonisierten Mörteln/Beton besteht.
- Es wird angenommen, dass die Karbonatisierung der einbettenden alkalischen Materialien die Bewehrung erreicht hat (d. h. keine passive Kontrolle).
- Das Modell eignet sich bislang nicht für die Vorhersage von atmosphärischer Korrosion (d.h. Stahlelemente, die direkt der Luft ausgesetzt sind).
- Das Modell eignet sich nicht für die Vorhersage von chloridinduzierter Korrosion (d.h. es wird angenommen, dass die enthaltene Menge an Salzen vernachlässigbar ist (EN 1008:2002)).

5.3.3 Validierung des Korrosionsmodells anhand von Feldversuchen aus der Literatur

Im Rahmen des Projektes wurden in der Literatur Quellen gesucht, die geeignet zur Validierung des Korrosionsmodells sind. Damit die Nachberechnung der Versuche möglich ist, müssen neben den Ergebnissen auch die genaue Beschreibung der Untersuchungen und Randbedingungen wie Klimadaten etc. zur Verfügung stehen. Diese waren bei einer Vielzahl von Literaturquellen nicht in ausreichendem Umfang angegeben und auch nachträglich trotz Nachfrage nicht zu erhalten. Die Untersuchungen von Tottori (2002) und Matsubayashi et al. (2000) enthielten alle erforderlichen Daten und werden daher im Folgenden zur weiteren Nachberechnung mit WUFI® und Validierung herangezogen.

5.3.3.1 Feldversuche von Tottori

Tottori (2002) untersuchte Betonproben mit Portlandzement (Abmessungen 500 mm x 500 mm x 85 mm) mit einem w/c-Wert von 0,6 und 0,7; zwei Reihen von niedrig legierten Bewehrungsstäben (Durchmesser 9 mm) wurden in die Probekörper mit einer Betonüberdeckung von 15 mm bzw. 24 mm eingebettet (siehe Abb. 5.3.34). Die Proben wurden nach der Herstellung 5 Tage in der Schalung gelagert. Danach wurden sie einen Monat einer beschleunigten Karbonatisierung (10 % CO₂-Konzentration) unterzogen (bei konstanter Temperatur von 20 °C und relativer Feuchte von 60 % r.F.). Am Ende dieses Zeitraums lag die Karbonatisierungsfront in einer Tiefe von ca. 12 mm. Die Proben wurden an vier Seiten mit Epoxidharz versiegelt und in Kokubunji (Nahe Tokio) frei bewittert (siehe Abb. 5.3.35). Die Karbonatisierungstiefe [mm] und die Korrosionsrate (als Eindringtiefe) [mm] wurden an verschiedenen Proben nach 2,5 und 4,5 Jahren gemessen. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.3.36 und Abb. 5.3.37 dargestellt.

Bei den Proben mit einer Betonüberdeckung von 15 mm und einem w/c-Wert von 0,6 (siehe Abb. 5.3.36) wurde nach 2,5 Jahren freier Bewitterung eine Eindringtiefe von etwa 4,5 µm gemessen, nach 4,5 Jahren 7,5 µm. Es wurden auch Betonproben mit einem w/c-Wert von 0,7 und einer größeren Überdeckung von 24 mm untersucht, diese Ergebnisse werden hier jedoch nicht weiter betrachtet, da der w/c-Wert von 0,7 nicht repräsentativ für reale Mischungen ist. Weiterhin war die 24 mm dicke Betonüberdeckung zu Beginn der Tests nicht vollständig karbonatisiert, wodurch in den ersten Jahren des Versuchs keine Korrosion auftrat (siehe Abb. 5.3.37).

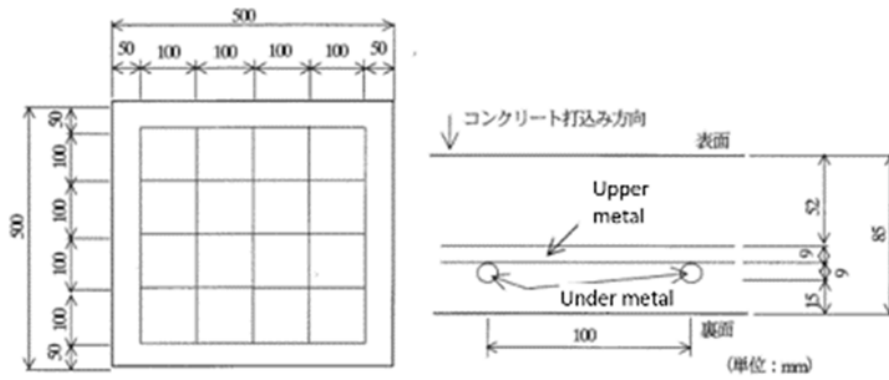


Abb. 5.3.34: Geometrie der Probekörper mit Position der Bewehrungsstäbe.



Abb. 5.3.35: Versuchsaufbau für die Lagerung der Probekörper im Freien.

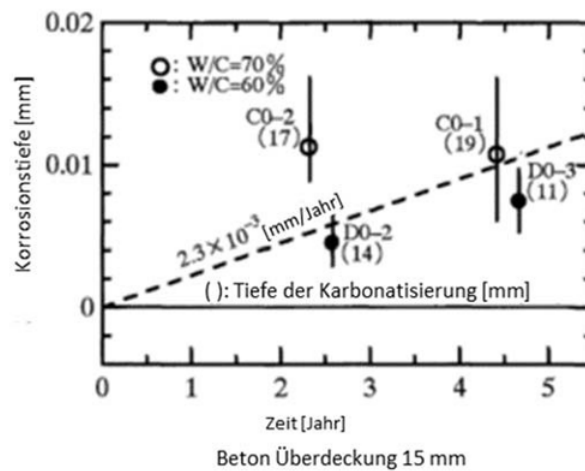


Abb. 5.3.36: Korrosionsrate als Eindringtiefe [mm] für Proben mit einer Betonüberdeckung von 15 mm. Die Zahlen in Klammern geben die gemessene Karbonatisierungstiefe an.

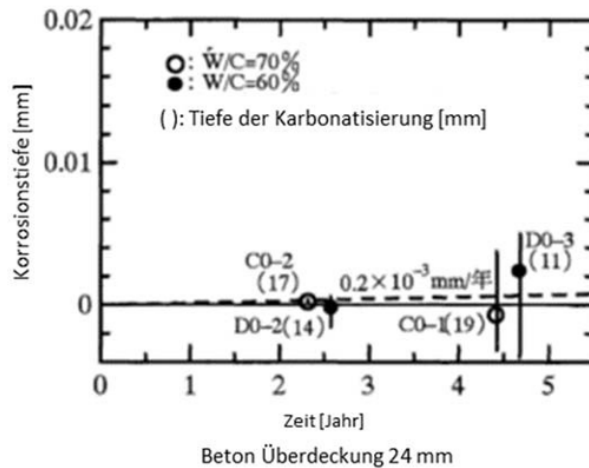


Abb. 5.3.37: Korrosionsrate als Eindringtiefe [mm] für Proben mit einer Betonüberdeckung von 24 mm. Die Zahlen in Klammern geben die gemessene Karbonatisierungstiefe an.

Annahmen zur Nachrechnung der Versuche

Um die Versuchsbedingungen nachzuvollziehen, denen die Betonproben während dem Versuch ausgesetzt waren, werden zwei Simulationsreihen durchgeführt:

- Die erste Reihe von Simulationen bildet die Bedingungen in der Karbonatisierungskammer (Temperatur 20°C, rel. Feuchte 60 %, 1 Monat) ab, in der die Proben nach dem Ausschalen gelagert wurden. Der am Ende dieser Berechnungen ermittelte Wassergehalt wird als Anfangsbedingung für die folgenden Simulationen verwendet.
- Die zweite Reihe von Berechnungen berücksichtigt die Außenklimabedingungen, unter denen die Proben 5 Jahre lang gelagert wurden. Die an der Bewehrung ermittelten Temperatur- und Feuchteverhältnisse werden dann mit WUFI® Corr zur Validierung des Modells bewertet.

Für die Berechnungen werden die Proben entsprechend ihrer Abmessungen in WUFI® modelliert. Die erste Reihe wird mit einer 85 mm dicken Betonschicht durchgeführt, für die zweite Reihe wird der Beton in drei Einzelschichten unterteilt, dies ermöglicht eine direkte Bewertung an der Position der Bewehrung. Die Gesamtdicke des Bauteils ändert sich dabei nicht (85 mm):

- Obere Schicht (61 mm)
- Mittlere Schicht (9 mm) zur Berücksichtigung der Bewehrungsstäbe – diese Schicht könnte wichtige Informationen bzgl. der Feuchtebedingungen an der Bewehrung liefern.
- Untere Schicht (15 mm) zur Berücksichtigung der karbonatisierten Überdeckung.

In Abb. 5.3.38 und Abb. 5.3.39 sind die Rechenmodelle der beiden Konstruktionen dargestellt. Für die zweite Reihe (Abb. 5.3.39) werden zwei zusätzliche Monitorpositionen an der oberen und unteren Seite des Bewehrungsstahls eingefügt, um eine direkte Bewertung der hygrothermischen Bedingungen an der Stahloberfläche zu ermöglichen.

Da die genaue Betonzusammensetzung aus der Veröffentlichung nicht hervorging, wurden vier verschiedene Beton-Datensätze aus der Datenbank ausgewählt, die bezüglich der Rezeptur bzw. der Basisparameter am ehesten mit den Probekörpern übereinstimmen:

- Beton w/c = 0,5 aus der Datenbank des Fraunhofer IBP (IBP w/c 0,5)
(gemessener Flüssigtransport an ungerissenen Probekörpern - am realistischsten)
- Beton C35/45 aus der Datenbank des Fraunhofer IBP (IBP C35/45)
(gemessener Flüssigtransport an gerissenen Probekörpern - worst case)
- Beton w/c = 0,5 aus der Datenbank der LTH Lund University (LTH w/c 0,5)
(nur Dampf-, kein Flüssigtransport, für effektiven Feuchtedurchgang durch ganze Schicht)
- Beton w/c = 0,6 aus der Datenbank der LTH Lund University (LTH w/c 0,6)
(nur Dampf-, kein Flüssigtransport, für effektiven Feuchtedurchgang durch ganze Schicht)

Die Materialdatenblätter für die vier Betone sind in Abb. 5.3.40 bis Abb. 5.3.43 dargestellt.

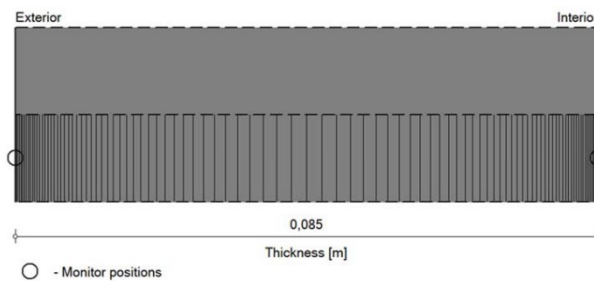


Abb. 5.3.38: Für die Berechnung in WUFI® modellierte Betonprobe für die erste Simulationensreihe.

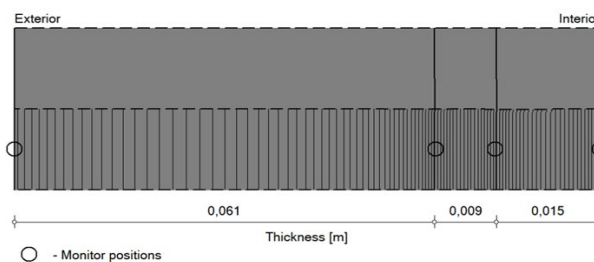


Abb. 5.3.39: Für die Berechnung in WUFI® modellierte Betonprobe für die zweite Simulationensreihe.

Kennwert	Einheit	Wert
Rohdichte	[kg/m ³]	2300
Porosität	[m ³ /m ³]	0.18
Wärmekapazität trocken	[J/(kg K)]	850
Wärmeleitfähigkeit trocken, 10°C	[W/(m K)]	1.6
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	[-]	180
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Feuchte	[%/M.-%]	8
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Temp.	[W/(m K ²)]	2,00000E-4

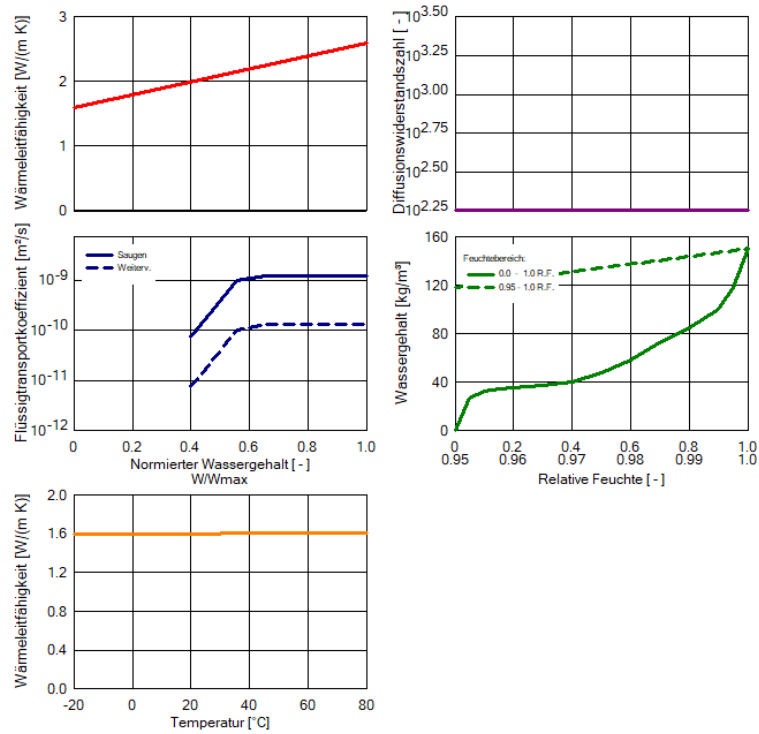


Abb. 5.3.40: IBP Beton w/c 0,5 – Materialeigenschaften aus der WUF®-Materialdatenbank.

Kennwert	Einheit	Wert
Rohdichte	[kg/m ³]	2220
Porosität	[m ³ /m ³]	0.18
Wärmekapazität trocken	[J/(kg K)]	850
Wärmeleitfähigkeit trocken, 10°C	[W/(m K)]	1.6
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	[-]	248
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Feuchte	[%/M.-%]	8
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Temp.	[W/(m K ²)]	2,00000E-4

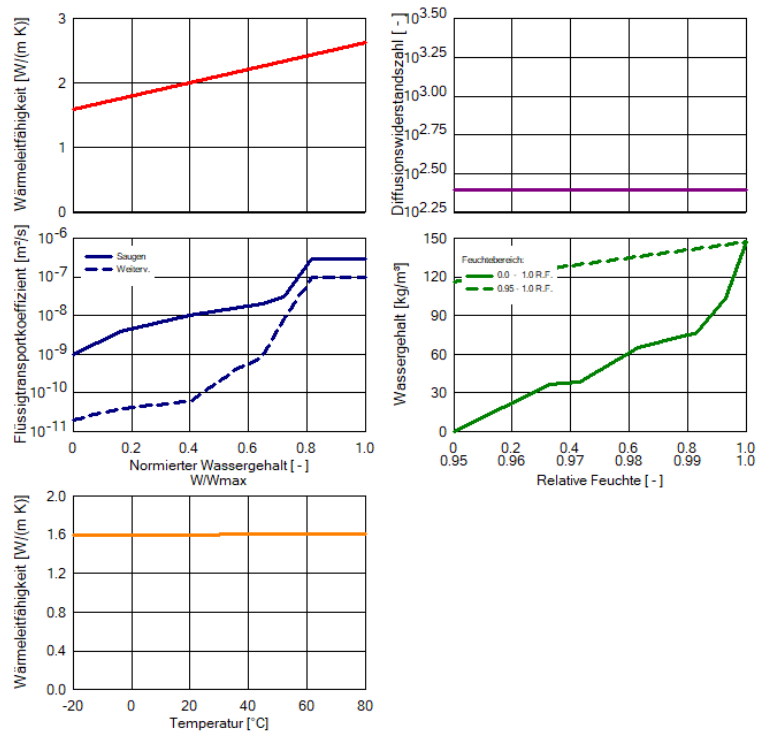


Abb. 5.3.41: IBP Beton C35/45 – Materialeigenschaften aus der WUF[®]-Materialdatenbank.

Kennwert	Einheit	Wert
Rohdichte	[kg/m³]	2308
Porosität	[m³/m³]	0.16
Wärmekapazität trocken	[J/(kg K)]	850
Wärmeleitfähigkeit trocken, 10°C	[W/(m K)]	1.7
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	[-]	179
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Temp.	[W/(m K²)]	2,00000E-4

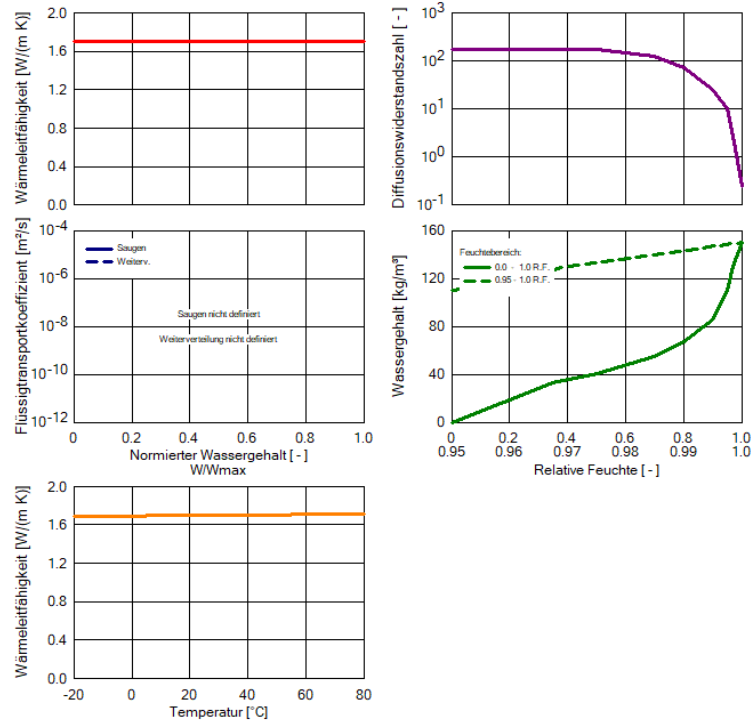


Abb. 5.3.42: LTH Beton w/c 0,5 – Materialeigenschaften aus der WUFI®-Materialdatenbank.

Kennwert	Einheit	Wert
Rohdichte	[kg/m ³]	2291
Porosität	[m ³ /m ³]	0.15
Wärmekapazität trocken	[J/(kg K)]	850
Wärmeleitfähigkeit trocken, 10°C	[W/(m K)]	1.7
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	[-]	147
Wärmeleitfähigkeitszuschlag, Temp.	[W/(m K ²)]	2,00000E-4

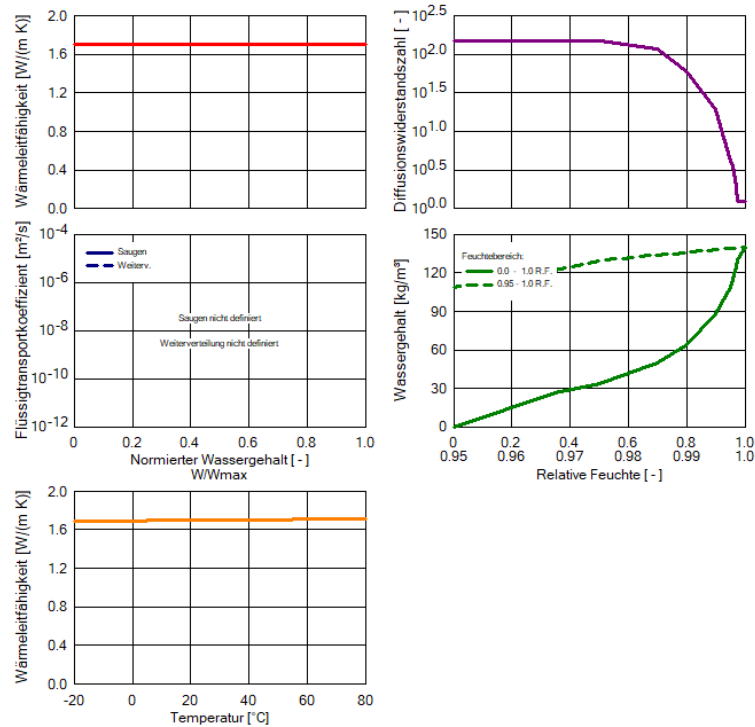


Abb. 5.3.43: LTH Beton w/c 0,6 – Materialeigenschaften aus der WUFI®-Materialdatenbank.

Für die erste Berechnungsreihe der Lagerung / Karbonatisierung wird ein konstantes Raumklima von 20 °C und 60 % rel. Feuchte verwendet und entsprechend der Dauer der Karbonatisierungsphase einen Monat lang simuliert. Als Wärmeübergangswiderstand wird der Standardwert von 0,125 m²k/W für Innenoberflächen verwendet; Strahlung und Regenabsorption spielen hier keine Rolle. Als Anfangsbedingungen wird eine Ausgleichsfeuchte bei 100 % r.F. angesetzt, da die Probenkörper frisch hergestellt wurden. Eine Zusammenfassung der wichtigsten Berechnungsparameter für WUFI® ist in Tabelle 5.3.1 dargestellt.

Tabelle 5.3.1: Zusammenfassung der Simulationsparameter für die Nachrechnung der Versuche von Tottori (2002) in der Karbonatisierungskammer.

Außenoberfläche / linke Seite	
Klima	konstant 20 °C und 60 % r.F.
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,125
Kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl [-]	--
Langwellige Strahlungsemissionszahl [-]	--
Anhaftender Anteil des Regens [-]	--
Neigung	0°
Innenoberfläche / rechte Seite	
Klima	konstant 20 °C und 60 % r.F.
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,125
Sonstiges	
Anfangsbedingungen	Frischbeton: Ausgleichsfeuchte bei 100 % r.F.
Berechnungszeitraum	1 Monat
Berechnungsstart	1. Oktober

In den weiteren Berechnungen werden die Bedingungen der Feldversuche abgebildet. Als Außenklima wird der Referenzklimadatenatz für den Standort Fuchu (Datensatz Nr. 362), der ca. 4 km von der Versuchsfläche in Kokubunji, Japan entfernt ist, beidseitig des Bauteils verwendet (siehe Abb. 5.3.44). Die Simulationen werden über einen Zeitraum von 5 Jahren durchgeführt, beginnend am 1. Oktober.

Für den Wärmeübergangswiderstand wird der Standardwert von 0,0526 m²k/W für horizontale Außenoberflächen verwendet; die kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl des Betons wird mit 0,4 angenommen, die langwellige Strahlungsemissionszahl mit 0,9. Entsprechend der horizontalen Anordnung der Betonproben wird der Anteil des anhaftenden Regens auf 1,0 gesetzt und die explizite Strahlungsbilanz aktiviert. Da die genauen Gegebenheiten nicht bekannt sind, werden hier die von WUFI® vorgeschlagenen Standardwerte verwendet. Als Anfangsbedingungen werden die Wassergehalte aus den in der ersten Simulationsreihe berechneten Endzuständen der Lagerung verwendet. Eine Zusammenfassung der wichtigsten Berechnungsparameter ist in Tabelle 5.3.2 dargestellt.

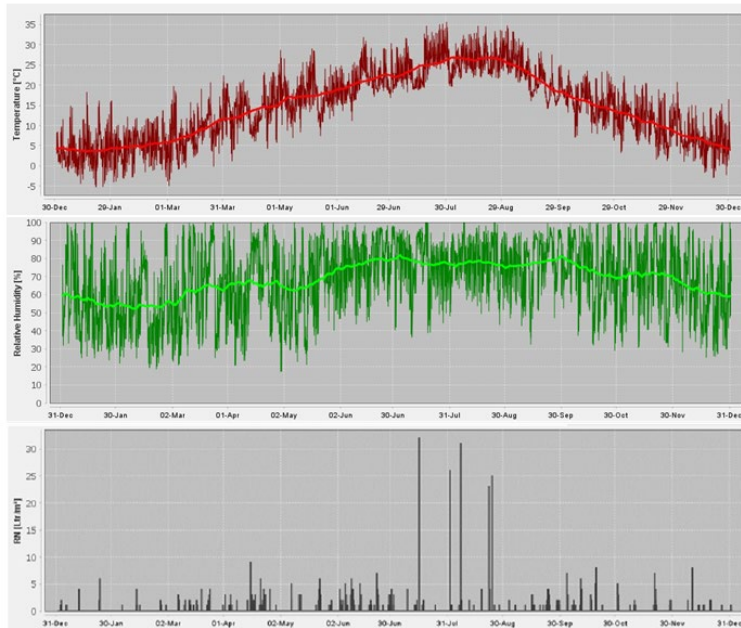


Abb. 5.3.44: Außenklimadaten von Fuchu, die für die Berechnungen des Feldversuchs verwendet werden.

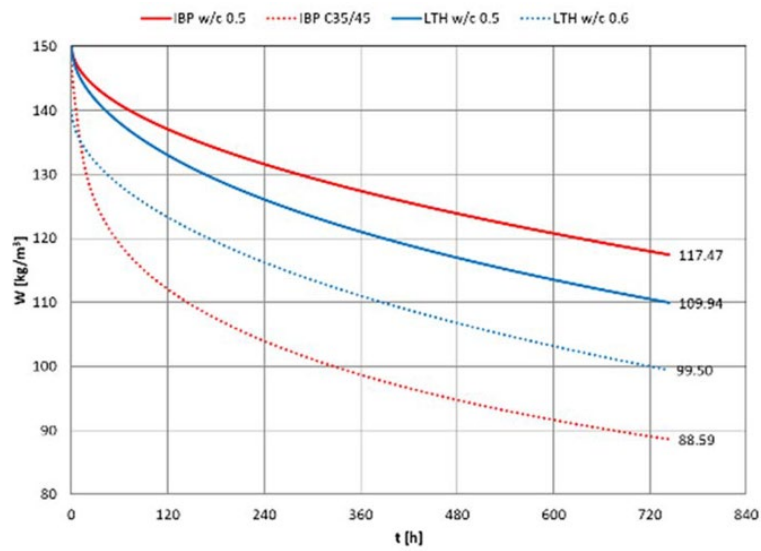


Abb. 5.3.45: Berechneter Verlauf des Wassergehalts [kg/m³] der vier untersuchten Beton-Datensätze nach einem Monat in der Karbonatisierungskammer bei 20 °C und 60 % r.F..

Tabelle 5.3.2: Zusammenfassung der Simulationsparameter für die Nachrechnung der Feldversuche von Tottori (2002).

Außenoberfläche / linke Seite	
Klima	Fuchu
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,0526
Kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl [-]	0,4
Langwellige Strahlungsemissionszahl [-]	0,9
Anhaftender Anteil des Regens [-]	1,0
Explizite Strahlungsbilanz	verwendet
Neigung	0°
Innenoberfläche / rechte Seite	
Klima	Fuchu
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,0526
Sonstiges	
Anfangsbedingungen	Entsprechend den Ergebnissen der ersten Berechnungen mit dem Klima der Karbonatisierungskammer
Berechnungszeitraum	5 Jahre
Berechnungsstart	1. Oktober

Hygrothermische Simulation der Feldversuche von Tottori

In der ersten Simulationsreihe wurden die Ausgangsbedingungen zur Berechnung der Feldversuche ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.3.45 dargestellt. Für die Anfangswassergehalte der vier Betone ergibt sich daraus: 117,47 kg/m³ für „IPB w/c 0,5“, 88,59 kg/m³ für „IBP C35/45“, 109,94 kg/m³ für „LTH w/c 0,5“ und 99,50 kg/m³ für „LTH w/c 0,6“.

In der zweiten Simulationsreihe werden die Feldversuche nachberechnet, um mit den Ergebnissen anschließend das Korrosionsmodell in WUFI® Corr zu validieren.

Dazu wurde im ersten Schritt die Verläufe von Temperatur und relativer Feuchte über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren im Außenklima von Kokubunji für die vier für die Simulationen ausgewählten Beton-Datensätze berechnet. Der berechnete Temperaturverlauf über 5 Jahre ist in Abb. 5.3.46 dargestellt. Jedem Datensatz ist eine andere Farbe zugeordnet: Rot steht für IBP-Beton mit w/c 0,5, orange für IBP-Beton C35/45, blau und grün für LTH-Beton mit w/c 0,5 und 0,6. Das

Diagramm zeigt, dass das thermische Verhalten der vier Beton-Datensätze sehr ähnlich ist, alle vier Kurven verlaufen weitgehend deckungsgleich.

Die Verläufe der relative Feuchte über den Berechnungszeitraum sind in Abb. 5.3.47 dargestellt; für das letzte berechnete Jahr in Abb. 5.3.48. Für jeden der vier Beton-Datensätze sind drei Kurven für die verschiedenen Monitorpositionen enthalten: mittig im Bewehrungsstahl (durchgezogene Linien), (1) obere (gepunktete Linien) und (2) untere Seite (gestrichelte Linien). Im Gegensatz zur Temperatur ergeben sich für die vier Beton-Datensätze unterschiedliche Verläufe der relativen Feuchte.

Die relative Feuchte im Beton „IBP C35/45“ (orangefarbene Linien) verläuft zwischen 90 % und 100 % r.F., und zeigt deutliche Schwankungen abhängig vom Außenklima. Es sind keine signifikanten Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen zu erkennen. Die Ausgangsbedingungen scheinen keine relevanten Auswirkungen auf das Feuchteverhalten zu haben, da der eingeschwungene Zustand nach kurzer Zeit erreicht wird. Die starke Abhängigkeit vom Außenklima und das schnelle Erreichen des eingeschwungenen Zustands deuten auf einen eher diffusionsoffenen und stärker saugenden (da gerissenen) Beton mit geringer feuchte-technischer Trägheit hin.

Bei dem Beton „IBP w/c 0,5“ (rote Linien) ergeben sich relative Feuchten zwischen 85 % und 92 % r.F. mit geringeren Schwankungen im Vergleich mit dem „IBP C35/45“. Es sind leichte Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen zu erkennen: Wie erwartet, weist die obere Seite (1 - gepunktete Linie) einen höheren Feuchtegehalt auf als die untere (2 - gestrichelte Linie). Der eingeschwungene Zustand stellt sich hier nach etwa 6 Monaten ein.

Die beiden Beton-Datensätze der Universität Lund (LTH w/c 0,5 und 0,6) weisen viele Gemeinsamkeiten auf: Die relative Feuchte schwankt im eingeschwungenen Zustand jeweils zwischen 75 % und 80 % r.F., mit moderaten Ausschlägen entsprechend den jahreszeitlichen Schwankungen. Die Anfangsbedingungen beeinflussen den Verlauf der rel. Feuchte für etwa 1,5 - 2 Jahre, also für einen längeren Zeitraum im Vergleich zu den beiden IBP-Beton-Datensätzen, was auf ein trägeres Verhalten hinweist. Dies liegt maßgeblich am fehlenden Flüssigtransport, der die Feuchtaufnahme bei Beregnung nicht adäquat abbilden kann. Auch hier sind die Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen gering, wobei die obere Seite (1) einen höheren Feuchtegehalt aufweist als die untere (2). Der Beton „LTH w/c 0,6“ zeigt eine etwas höhere rel. Feuchte als der „LTH w/c 0,5“, aber diese Schwankungen sind vergleichbar mit denen, die beim Wechsel der Monitorposition an jedem Material beobachtet wurden (ca. 1 % r.F.). Hier ist zu beachten, dass der in diesem Materialdatensatz der Feuchtetransport nur über Diffusion abgebildet wird und daher Niederschlag nicht aufgenommen und flüssig weitertransportiert werden kann.

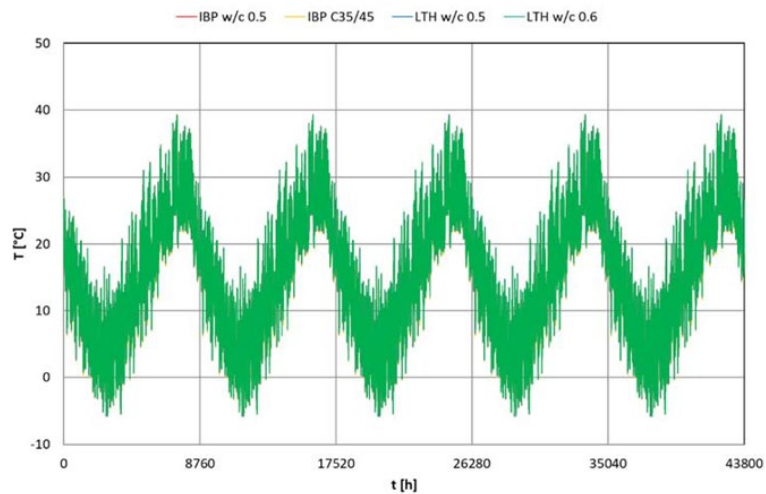


Abb. 5.3.46: Berechneter Temperaturverlauf [°C] für die vier untersuchten Beton-Datensätze über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren.

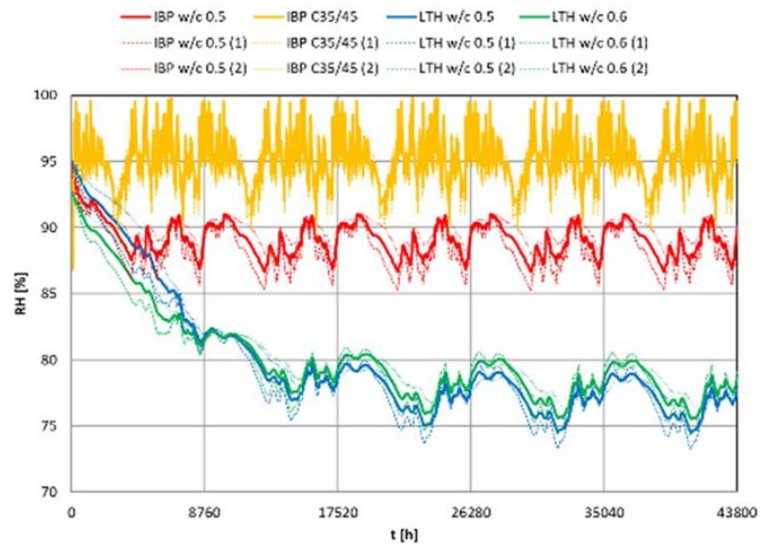


Abb. 5.3.47: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte [%] für die vier untersuchten Beton-Datensätze über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren. Für jeden Beton wird der Verlauf an an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

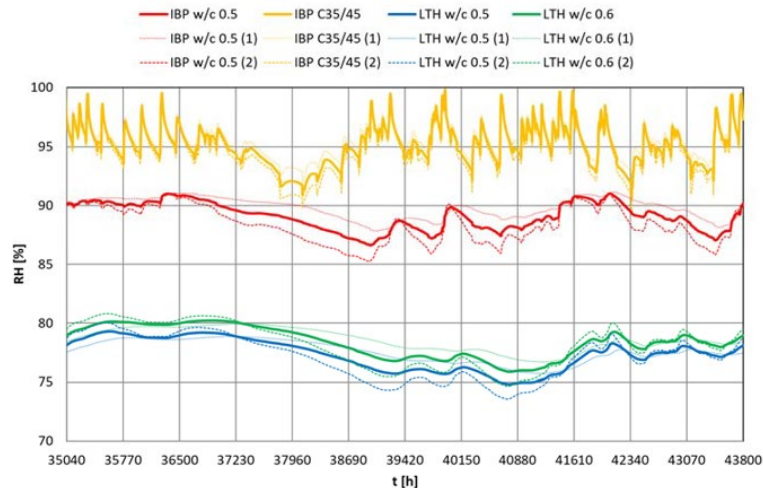


Abb. 5.3.48: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte [%] für die vier untersuchten Beton-Datensätze im letzten Berechnungsjahr. Für jeden Beton wird der Verlauf an an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

Zusammenfassung

Insgesamt ist festzustellen, dass das Materialmodell für den Beton mitentscheidend ist für das Gesamtergebnis. Der IBP-Beton C35/45 stellt ein Worst-Case-Material dar, das in gerissenem Zustand vor allem sehr saugfähig ist. Er repräsentiert damit nicht oder nur mit Einschränkung das Material einer Sichtbetonwand oder eines WU-Betons, bei dem gerade diese Rissbildung ausgeschlossen werden muss. Die beiden Betondatensätze der Universität Lund verfolgen genau den entgegengesetzten Ansatz. Sie berücksichtigen, dass der Kernbereich eines Betonbauteils im Prinzip immer wasserundurchlässig ist und verwenden daher im Material überhaupt keinen Flüssigtransport. Der erste Ansatz resultiert tendenziell in zu hohen Feuchtegehalten im Bewehrungsbereich, der zweite in zu niedrigen. Für die Korrosionsbeurteilung sind damit beide nur bedingt geeignet, wie im nächsten Kapitel gezeigt wird. Beim Datensatz w/c IBP w/c 0,5 wurde ein Mittelweg versucht: die oberflächliche, geringe Saugfähigkeit wird vollständig berücksichtigt, die real stattfindende Selbstabdichtung im Kernbereich des Betons wird dabei vernachlässigt. D.h. dieser Datensatzes ist bezüglich des Feuchtedurchgangs durch die ganze Betonschicht noch moderat auf der sicheren Seite – dieser Aspekt wird durch die Lund-Datensätze besser abgedeckt. Für die Beurteilung des Korrosionsverhaltens ist der w/c 0,5-Datensatz aber am besten geeignet, da er zumindest in der Lage ist, die Regenfeuchte auch über Kapillarkräfte bis in den Bereich der Bewehrung zu bringen – da sich der Stahl wenige Zentimeter unter der Oberfläche befindet, sind die Eigenschaften des Kernbereichs hier nur wenig relevant.

Vergleich der Ergebnisse aus den Feldversuchen mit dem Korrosionsmodell

Die mit WUFI® berechneten Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte in der Bewehrungslage der vier untersuchten Beton-Datensätze werden im Folgenden in WUFI® Corr bewertet und die

Korrosion und der Korrosionsfortschritt berechnet. Die Verhältnisse werden jeweils mit allen vier in WUFI® Corr enthaltenen Korrosionsbedingungen / Bindemitteltypen betrachtet. Abb. 5.3.49, Abb. 5.3.50, Abb. 5.3.51 und Abb. 5.3.52 zeigen das Eindringen der Korrosion v_{corr} [μm] über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier Datensätze „IBP w/c 0,5“, „IBP C35/45“, „LTH w/c 0,5“ und „LTH w/c 0,6“. Die roten, orangen, blauen und grünen Linien beziehen sich jeweils auf die Bindemitteltypen „Kalk und Puzzolan (LP)“, „Kalk und Ziegmehl (Cocciopesto) (LCP)“, „Kalk und Gips (LG)“ und „Gips (G)“. Die gestrichelte schwarze Linie stellt die Versuchsergebnisse aus den Untersuchungen von Tottori (2002) dar.

In Abb. 5.3.49 ist die Korrosionsrate über den Zeitraum von 5 Jahren für den Beton „IBP w/c 0,5“ dargestellt. Ausgehend von den aus WUFI® importierten Verläufen von Temperatur und rel. Feuchte werden alle vier Korrosionsbedingungen, die zu den vier Bindemitteltypen (LP, LCP, LG und G) gehören, simuliert und mit den von Tottori gemessenen Korrosionsdaten verglichen. Es zeigt sich, dass mit Ausnahme von LG (ca. 4 μm niedriger als in Tottoris Versuch) alle Bindemitteltypen mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. Zuvor wurde schon darauf hingewiesen, dass die Materialeigenschaften dieses Datensatzes die Bedingungen im Bereich der Bewehrung am realistischsten wiedergeben.

Abb. 5.3.50 zeigt die Korrosionsrate unter Berücksichtigung der Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte des Betons „IBP C35/45“, und unter Anwendung aller 4 Korrosionsbedingungen / Bindemitteltypen. Da die relative Feuchte hier deutlich höher ist als bei „IBP w/c 0,5“, übersteigt die vom Modell vorhergesagte Korrosion die gemessenen Versuchswerte: Die im Modell erhaltenen Werte sind zwei (mit LP-Korrosionsbedingung) bis vier (mit G-Korrosionsbedingung) Mal höher als die Messwerte. Daher ist das Material „IBP C35/45“ aufgrund des deutlich zu hohen Flüssigtransports (gemessen an gerissenen Proben) nicht geeignet, da im Bereich der Bewehrung bei Beregnung zu hohe Feuchten erzeugt werden.

Die beiden Beton-Datensätze aus der Datenbank der Universität Lund, „LTH w/c 0,5“ und „LTH w/c 0,6“ zeigen in Bezug auf die Korrosion ähnliche Ergebnisse, unabhängig von den Korrosionsbedingungen / Bindemitteltyp (siehe Abb. 5.3.51 und Abb. 5.3.52). In beiden Fällen unterschätzt das Modell die im Versuch gemessene Korrosionsrate aufgrund der geringeren rel. Feuchten in diesen Materialien (75 % - 80 %). Auch dies ist nicht überraschend, da die beiden Datensätze wie zuvor erwähnt, keinen Flüssigtransport aufweisen und somit der Bewehrungsbereich zu trocken bleibt. Das Datenmodell ist hier zwar gut geeignet, um den Feuchtedurchgang durch eine komplette Betonschicht abzubilden, nicht aber, um die Feuchteprofile einer berechneten Betonwand vorherzusagen. Nach 2,5 Jahren Simulation, in denen Tottori 4,5 μm gemessen hat, sagt das Modell 2 μm für LP und 0,3 μm für LG voraus; am Ende der Expositionszeit prognostiziert das Modell statt der 7,5 μm des Feldversuchs nur 4 μm für LP und 0,4 μm für LG.

Der Beton „IBP w/c 0,5“, der für die Feuchteverhältnisse im Bereich der Bewehrung die realistischsten Materialeigenschaften aufweist (gemessener Flüssigtransport an ungerissenen Proben) zeigt in der Nachrechnung die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Bezüglich des Bindemittels zeigt die Korrosionsbedingung LP (Kalk-Puzzolan) (rote Linien in Abb.

5.3.49 bis Abb. 5.3.52) das ähnlichste Verhalten. Daher wird für die Nachberechnung der Feldversuche die Kombination Beton-Datensatz „IBP w/c 0,5“ und Korrosionsbedingung / Bindemitteltyp LP vorgeschlagen.

Eine Zusammenfassung der Korrosionsraten der einzelnen Beton-Datensätze und Korrosionsbedingungen aus WUFI® Corr im Vergleich mit den gemessenen von Tottori ist in Tabelle 5.3.3 dargestellt. Die Werte belegen, dass mit realistischen Betonparametern, die den Flüssigtransport in der Deckschicht mindestens bis zur Bewehrungslage gut repräsentieren, auch eine gute Prognose des zu erwartenden Korrosionsfortschritts möglich ist.

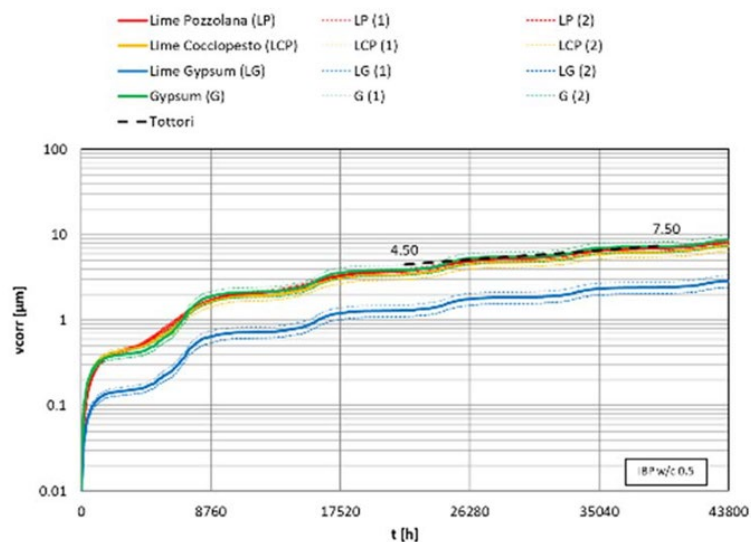


Abb. 5.3.49: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte für den Beton „IBP w/c 0,5“ über einen Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier Bindemitteltypen LP (rot), LCP (orange), LG (blau) und G (grün) im Vergleich zu den Versuchsergebnissen von Tottori (schwarz gestrichelt).

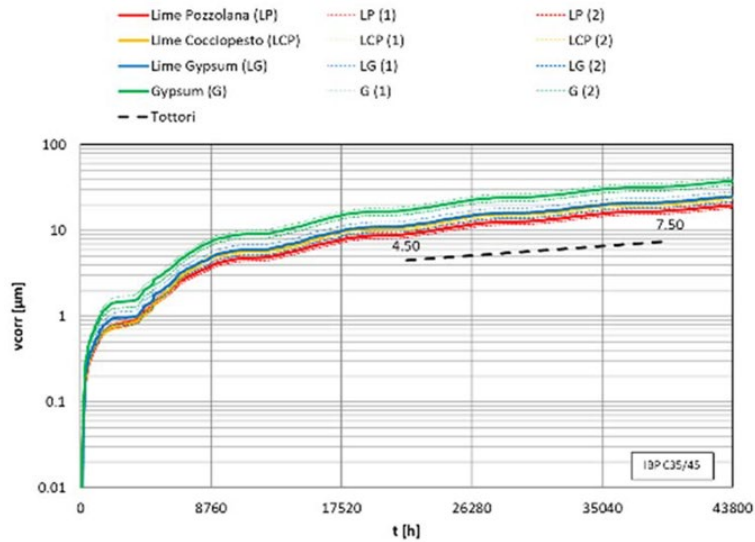


Abb. 5.3.50: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte für den Beton „IBP C35/45“ über einen Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier Bindemitteltypen LP (rot), LCP (orange), LG (blau) und G (grün) im Vergleich zu den Versuchsergebnissen von Tottori (schwarz gestrichelt).

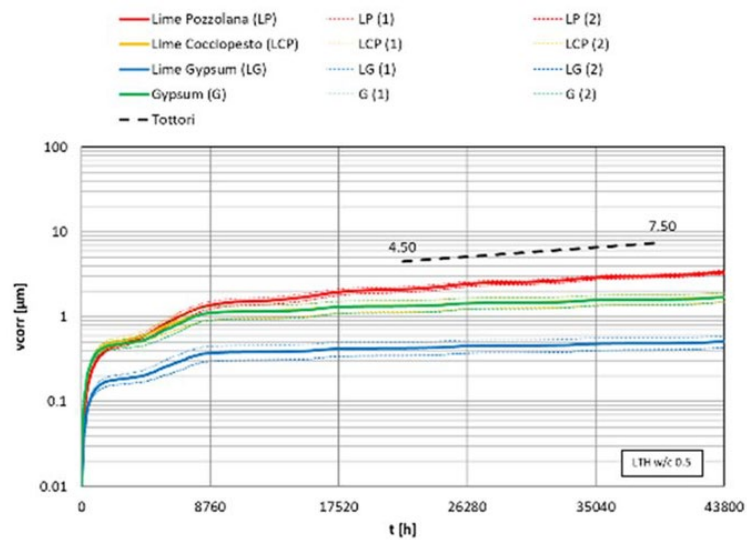


Abb. 5.3.51: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte für den Beton „LTH w/c 0,5“ über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier Bindemitteltypen LP (rot), LCP (orange), LG (blau) und G (grün) im Vergleich zu den Versuchsergebnissen von Tottori (schwarz gestrichelt).

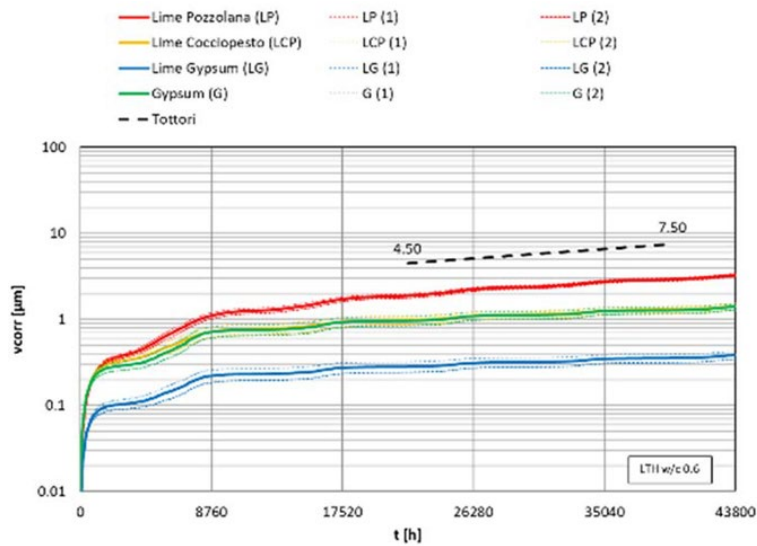


Abb. 5.3.52: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte für den Beton „LTH w/c 0,6“ über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier Bindemitteltypen LP (rot), LCP (orange), LG (blau) und G (grün) im Vergleich zu den Versuchsergebnissen von Tottori (schwarz gestrichelt).

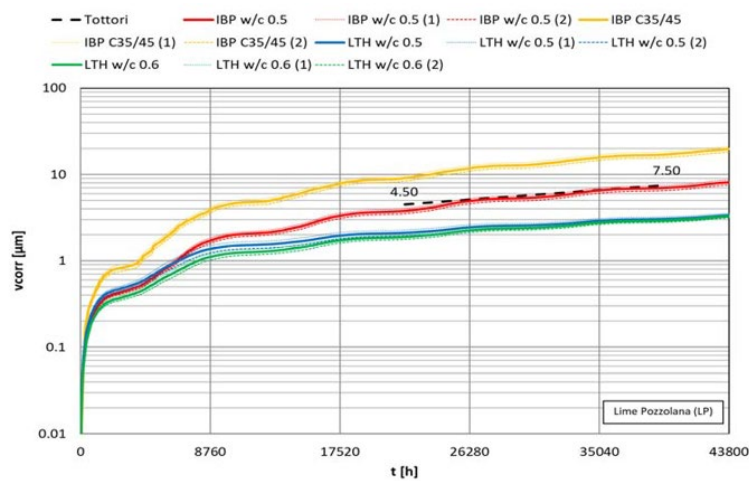


Abb. 5.3.53: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Korrosionsbedingung / des Bindemitteltyps LP über den Berechnungszeitraum von 5 Jahren für die vier untersuchten Beton-Datensätze „IBP w/c 0,5“ (rot), „IBP C35/45“ (orange), „LTH w/c 0,5“ (blau) und „LTH w/c 0,6“ (grün) im Vergleich zu den Versuchsergebnissen von Tottori (schwarz gestrichelt).

Tabelle 5.3.3: Zusammenfassung der simulierten Korrosionsraten in Abhängigkeit vom untersuchten Beton und der Korrosionsbedingung / Bindemitteltyp im Vergleich zu den Versuchsergebnis von Tottori (2002).

	Tottori	Korrosions- bedingung	IBP w/c 0,5	IPB C 35/45	LTH w/c 0,5	LTH w/c 0,6
t [y]	v _{corr} [µm]		v _{corr,m} [µm]	v _{corr,m} [µm]	v _{corr,m} [µm]	v _{corr,m} [µm]
2,5	4,5	LP	3,8	9,1	2,1	1,9
4,5	7,5	LP	7,1	17,4	3,1	3,0
2,5	4,5	LCP	3,4	10,9	1,3	1,0
4,5	7,5	LCP	6,4	21,2	1,6	1,3
2,5	4,5	LG	1,3	11,4	0,4	0,3
4,5	7,5	LG	2,5	22,0	0,5	0,4
2,5	4,5	G	3,9	17,3	1,3	1,0
4,5	7,5	G	7,4	33,3	1,6	1,3

5.3.3.2 Feldversuch von Matsubayashi

Matsubayashi et al. (2000) untersuchten Betonproben aus Portlandzement (Abmessungen 150 mm x 150 mm x 245 mm) mit einem w/c-Wert von 0,50, 0,55, 0,60 und 0,65. Es wurden vier Reihen von Bewehrungsstäben aus niedrig legiertem Stahl (Durchmesser 13 mm) so in die Probekörper eingebettet, dass sich eine Betonüberdeckung von 15 mm, 20 mm, 30 mm und 40 mm ergab (siehe Abb. 5.3.54). Die Proben wurden in Schalungen gegossen und dort 2 Tage lang gelagert. Danach wurden sie 3 Wochen lang unter 95 % relativer Feuchte bei 20 °C gelagert und anschließend eine weitere Woche lang bei 60 % relativer Feuchte und 20 °C gelagert. In der Zwischenzeit wurden sie an vier Seiten mit Epoxid versiegelt. Nach der Aushärtungszeit wurden die Proben sechs Monate lang einer beschleunigten Karbonatisierung (5 % CO₂-Konzentration) unterzogen; in der Karbonatisierungskammer herrschten konstante Bedingungen mit 30 °C und 60 % rel. Feuchte. Am Ende dieses Zeitraums erreichte die Karbonatisierungsfront eine Tiefe von ca. 15 mm beim Beton mit einem w/c-Wert von 0,55, 0,60 und 0,65, und nur 10 mm beim Beton mit einem w/c-Wert von 0,50. Da die Proben 9 Monate alt waren, als sie im Freien exponiert wurden, wurden sie vermutlich weitere 2 Monate im Labor gelagert (60 % relative Feuchte bei 20 °C). Die Freibewitterung wurde am Standort Tsukuba (in der Nähe von Tokio) durchgeführt. Die Korrosionsrate (als Eindringtiefe) [mm] wurde an verschiedenen Proben nach 2, 4 und 9 Jahren gemessen. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.3.55 dargestellt.

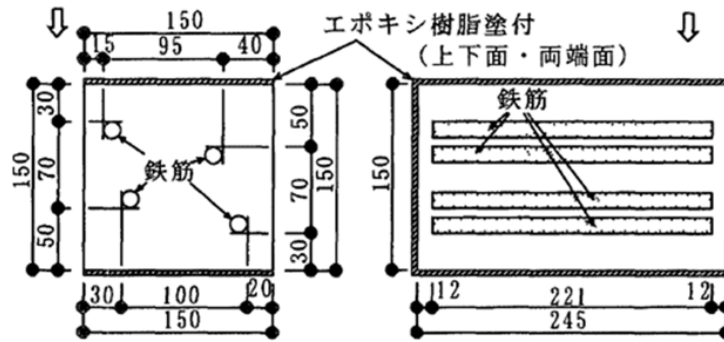


Abb. 5.3.54: Geometrie der Probekörper mit Position der Bewehrungsstäbe.

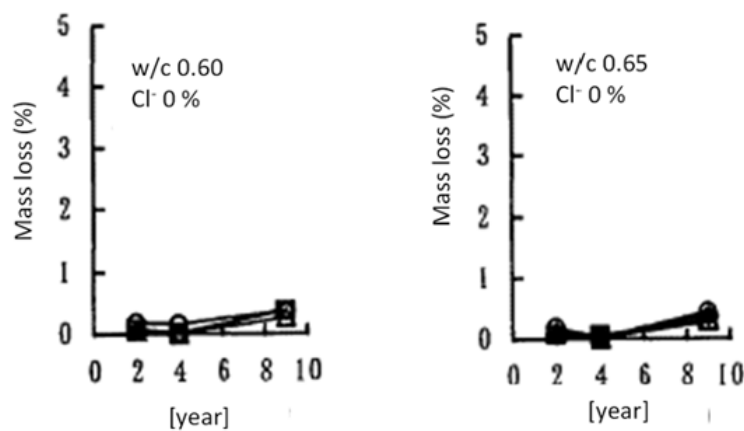


Abb. 5.3.55: Korrosion als Masseverlust [%] für Probekörper mit einem w/c-Wert von 0,60 (links) und 0,65 (rechts), ohne Chloridverunreinigung und mit einer Betonüberdeckung von 15 mm (Kreise), 20 mm (Quadrate), 30 mm (Dreiecke) und 40 mm (Rauten).

Bei den frei bewitterten Probekörpern mit 15 mm Betonüberdeckung und einem w/c-Wert von 0,6 (linke Seite von Abb. 5.3.55) wurde nach einer Lagerung von 4 und 9 Jahren ein Massenverlust von 0,20 % bzw. 0,41 % gemessen. In der Veröffentlichung werden auch die Ergebnisse von Probekörper mit anderen w/c-Werten (0,50, 0,55 und 0,65) und Überdeckungen (20 mm, 30 mm und 40 mm) dargestellt. Diese Ergebnisse werden hier jedoch nicht weiter betrachtet, da die Probekörper mit einem w/c-Wert von 0,50 und 0,55 mit Chloriden versetzt waren und daher für den Zweck dieser Studie nicht verwendbar sind. Die Probekörper mit einem w/c-Wert von 0,65 zeigten unklare Ergebnisse mit abnehmendem Massenverlust während des dritten und vierten Jahres der Freibewitterung (siehe r Abb. 5.3.55 rechtes Diagramm). Die Probekörper mit Betonüberdeckungen von mehr als 15 mm waren zu Beginn der Auslagerung nicht vollständig karbonatisiert. Dadurch konnte in den ersten Jahren keine Korrosion gemessen werden (siehe Abb. 5.3.55 beide Diagramme).

Annahmen zur Nachrechnung der Versuche

Um die Versuchsbedingungen nachzubilden, denen die Betonproben während dem Versuch ausgesetzt waren, werden zwei Simulationen durchgeführt:

- Die erste Simulationsreihe bildet die Bedingungen in der Karbonatisierungskammer (6 Monate bei 30°C und 60 % r.F. und 2 Monate bei 20 °C und 60 % r.F.) ab, in der die Proben nach dem Ausschalen gelagert wurden. Der am Ende dieser Berechnungen ermittelte Wassergehalt wird als Anfangsbedingung für die folgenden Simulationen verwendet.
- Die zweite Simulationsreihe bildet die Außenklimabedingungen ab, unter denen die Proben 9 Jahre lang gelagert wurden. Die in Bezug auf Temperatur und rel. Feuchte erzielten Ergebnisse werden dann in WUFI® Corr zur Validierung des Modells bewertet.

Beide Berechnungen werden an einem Betonbauteil durchgeführt, das den für den Feldversuch vorbereiteten Proben entspricht. Während in den ersten Simulationen eine 150 mm dicke Betonschicht berücksichtigt wird, wird diese Schicht in den weiteren Berechnungen in drei einzelne Schichten desselben Materials unterteilt:

- Äußere Schicht (15 mm) zur Berücksichtigung der karbonatisierten Überdeckung
- Mittlere Schicht (13 mm) zur Berücksichtigung der Bewehrungsstäbe – diese Schicht könnte wichtige Informationen bzgl. der Feuchtebedingungen an der Bewehrung liefern.
- Innere Schicht (122 mm)

Die Gesamtdicke des Bauteils ändert sich dabei nicht (150 mm).

In Abb. 5.3.56 und Abb. 5.3.57 ist das Rechenmodell der beiden Konstruktionen dargestellt. Im zweiten Fall (Abb. 5.3.57) werden zwei zusätzliche Monitorpositionen hinzugefügt: (1) an der äußeren Seite des Bewehrungsstahls und (2) an der inneren Seite davon, um eine direkte Bewertung der hygrothermischen Bedingungen im Bereich der Bewehrungslage zu ermöglichen.

Da die genaue Betonzusammensetzung aus der Veröffentlichung nicht hervorging, wurden vier verschiedene Beton-Datensätze aus der Datenbank ausgewählt, die bezüglich der Rezeptur bzw. der Basisparameter am ehesten mit den Probekörpern übereinstimmen:

- Beton w/c = 0,5 aus der Datenbank des Fraunhofer IBP (IBP w/c 0,5)
(gemessener Flüssigtransport an ungerissenen Probekörpern - am realistischsten)
- Beton C35/45 aus der Datenbank des Fraunhofer IBP (IBP C35/45)
(gemessener Flüssigtransport an gerissenen Probekörpern – worst case)
- Beton w/c = 0,5 aus der Datenbank der LTH Lund University (LTH w/c 0,5)
(nur Dampf-, kein Flüssigtransport, für effektiven Feuchtedurchgang durch ganze Schicht)
- Beton w/c = 0,6 aus der Datenbank der LTH Lund University (LTH w/c 0,6)
(nur Dampf-, kein Flüssigtransport, für effektiven Feuchtedurchgang durch ganze Schicht)

Die Materialdatenblätter für die vier Betone sind in Abb. 5.3.40 bis Abb. 5.3.43 dargestellt.

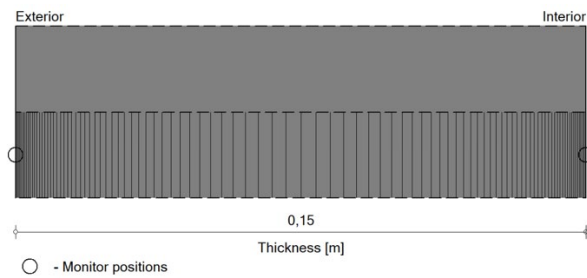


Abb. 5.3.56: In WUFI® modellierte Betonprobe für die erste Reihe an Simulationen.

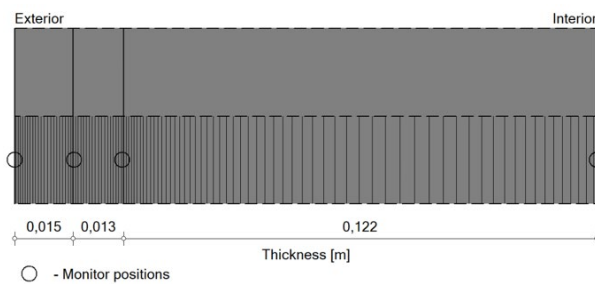


Abb. 5.3.57: In WUFI® modellierte Betonprobe für die erste Reihe an Simulationen.

Für die erste Simulationsreihe werden die Bedingungen in der Karbonatisierungskammer und im Labor als konstantes Raumklima abgebildet: 30 °C und 60 % rel. Feuchte für die ersten 6 Monate in der Karbonatisierungskammer und 20 °C und 60 % r.F. für weitere 2 Monate im Labor. Der Berechnungszeitraum ergibt sich zu 8 Monaten.

Für den Wärmeübergangswiderstand wird der Standardwert für Innenflächen von 0,125 m²k/W verwendet, Strahlung und Regenabsorption spielen hier keine Rolle.

Für die Anfangsfeuchte im Beton wird jeweils eine Ausgleichsfeuchte bei 100 % r.F. angesetzt, da die Probekörper frisch hergestellt wurden.

Eine Zusammenfassung der angewendeten Berechnungsparameter ist in Tabelle 5.3.4 aufgelistet.

Tabelle 5.3.4: Zusammenfassung der Simulationsparameter für die Nachrechnung der Versuche von Matsubayashi et al. (2002) in der Karbonatisierungskammer und im Labor.

Außenoberfläche / linke Seite	
Klima	konstant 30 °C und 60 % r.F. für 6 Monate konstant 20 °C und 60 % r.F. für 2 Monate
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,125
Kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl [-]	--
Langwellige Strahlungsemissionszahl [-]	--
Anhaftender Anteil des Regens [-]	--
Neigung	90°
Innenoberfläche / rechte Seite	
Klima	konstant 30 °C und 60 % r.F. für 6 Monate konstant 20 °C und 60 % r.F. für 2 Monate
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,125
Sonstiges	
Anfangsbedingungen	Frischbeton: Ausgleichsfeuchte bei 100 % r.F.
Berechnungszeitraum	8 Monate
Berechnungsstart	1. Oktober

In den weiteren Berechnungen der zweiten Simulation werden die Bedingungen der Feldversuche abgebildet. Da für den Standort Tsukuba, Japan keine Klimadaten zur Verfügung stehen, werden zwei Klimastationen ausgewählt, die beide ca. 10 km vom Standort des Versuchs entfernt sind: Es werden die Klima-Referenzjahre der Standorte Shimotsuma (Datensatz Nr. 317) und Tsuchiura (Datensatz Nr. 320) verwendet. Die Verläufe der Temperatur, rel. Feuchte und des Niederschlags für beide ausgewählten Standorten sind in Abb. 5.3.58 und Abb. 5.3.59 dargestellt. Die Simulationen werden über einen Zeitraum von 9 Jahren durchgeführt, beginnend am 1. Oktober.

Für den Wärmeübergangswiderstand wird der übliche Wert für Außenoberflächen von 0,0588 m²k/W verwendet, die kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl des Betons wird mit 0,4 angenommen. Entsprechend der vertikalen Anordnung der Betonproben im Freilandversuch, wird der Anteil des anhaftenden Regens auf 0,7 gesetzt. In der Veröffentlichung werden keine Angaben zur Ausrichtung der Proben im Feldversuch gemacht, es wird aber davon ausgegangen, dass diese der

vorherrschenden Schlagregenrichtung entspricht. Daher wird Nord-Ost für beide Standorten angenommen.

Als Anfangsbedingungen werden die sich am Ende der ersten Berechnungsreihe einstellenden Wassergehalte für die Beton-Datensätze verwendet: 94,26 kg/m³ für „IPB w/c 0,5“, 72,81 kg/m³ für „IBP C35/45“, 79,06 kg/m³ für „LTH w/c 0,5“ und 70,23 kg/m³ für „LTH w/c 0,6“, (siehe Abb. 5.3.60). Eine Zusammenfassung der wichtigsten Berechnungsparameter ist in Tabelle 5.3.4 dargestellt.

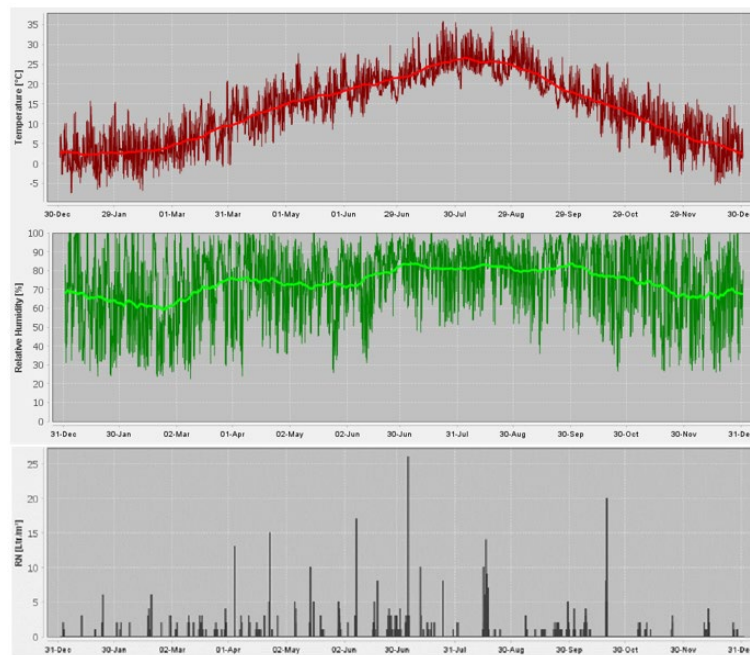


Abb. 5.3.58: Außenklimadaten für den Standort Shimotsuma, die für die Berechnungen der Feldversuche verwendet werden.

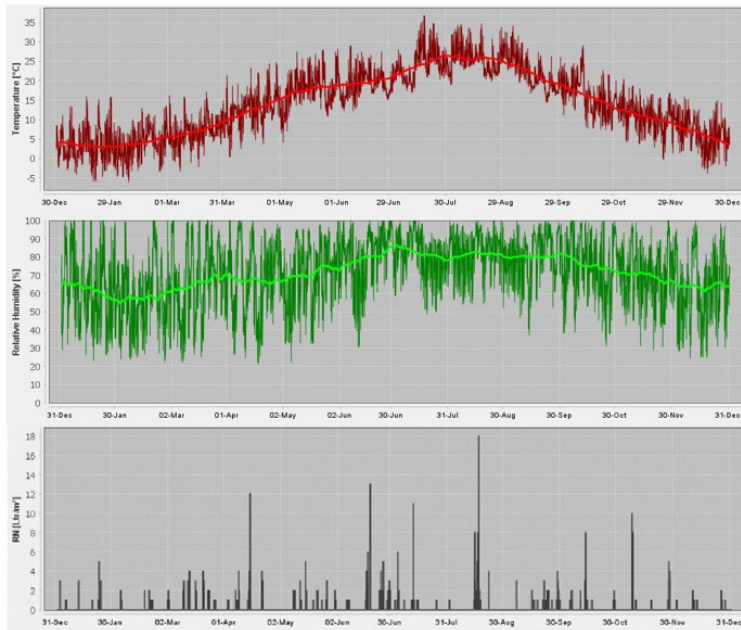


Abb. 5.3.59: Außenklimadaten für den Standort Tsuchiura, die für die Berechnungen der Feldversuche verwendet werden.

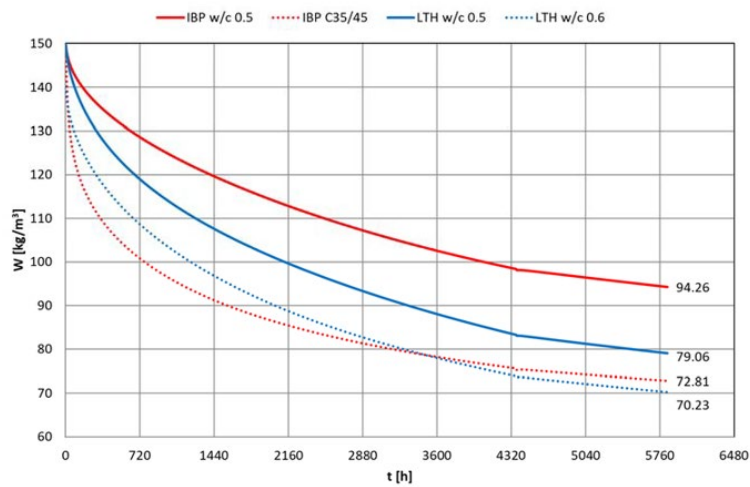


Abb. 5.3.60: Berechneter Verlauf des Wassergehalts [kg/m³] der vier untersuchten Beton-Datensätze nach sechs Monaten in der Karbonatisierungskammer bei 30 °C und 60 % r.F. und weiteren 2 Monaten im Labor bei 20 °C und 60 % r.F..

Tabelle 5.3.5: Zusammenfassung der Simulationsparameter für die Nachberechnung der Feldversuche.

Außenoberfläche / linke Seite	
Klima	Shimotsuma Tsuchiura
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,0588
Kurzwellige Strahlungsabsorptionszahl [-]	0,4
Orientierung	Nord-Ost
Anhaftender Anteil des Regens [-]	0,7
Neigung	90°
Innenoberfläche / rechte Seite	
Klima	Shimotsuma Tsuchiura
Wärmeübergangswiderstand [m ² K/W]	0,0588
Sonstiges	
Anfangsbedingungen	Entsprechend den Ergebnissen der ersten Berechnungen mit dem Klima der Karbonatisierungskammer / des Labors
Berechnungszeitraum	9 Jahre
Berechnungsstart	1. Oktober

Hygrothermische Simulation der Feldversuche von Matsubayashi

In der ersten Simulationsreihe werden die achtmonatigen Lagerungsbedingungen der Probekörper in der Karbonatisierungskammer und im Labor nachgebildet, um die Ausgangsbedingungen für die Feldversuche zu ermitteln. Die zweite Simulationsreihe bildet die Feldversuche nach, um anschließend die gemessene Korrosion mit WUFI® Corr nachzuvollziehen.

Daher wurde in einem ersten Schritt der die Temperatur- und Feuchteverhältnisse in den Probekörpern über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Tsukuba, Japan (verwendete Klimastandorte Shimotsuma und Tsuchiura) berechnet.

Standort Shimotsuma

Der berechnete Temperaturverlauf über 9 Jahre mit den Klimadaten von Shimotsuma ist in Abb. 5.3.61 dargestellt. Jedem Beton-Datensatz ist eine andere Farbe zugeordnet: Rot steht für IBP-Beton mit w/c 0,5, orange für IBP-Beton C35/45, blau und grün für LTH-Beton mit w/c 0,5 und 0,6. Das Diagramm zeigt, dass das thermische Verhalten der vier Betone sehr ähnlich ist, alle vier Kurven verlaufen weitgehend deckungsgleich.

Die relative Feuchte in den Probekörpern ist über den Berechnungszeitraum in Abb. 5.3.62 und für das letzte berechnete Jahr in Abb. 5.3.63 dargestellt. Die unterschiedlichen Beton-Datensätze sind wiederum farblich gekennzeichnet. Darüber hinaus sind für jeden der vier verwendeten Beton-Datensätze drei Kurven dargestellt, die sich auf verschiedene Monitorpositionen beziehen: Ebene mittig im Bewehrungsstahl (durchgezogene Linien), (1) äußere (gepunktete Linien) und (2) innere Stahloberfläche (gestrichelte Linien). Im Gegensatz zur Temperatur ergeben sich für die vier Beton-Datensätze unterschiedliche Verläufe der relativen Feuchte.

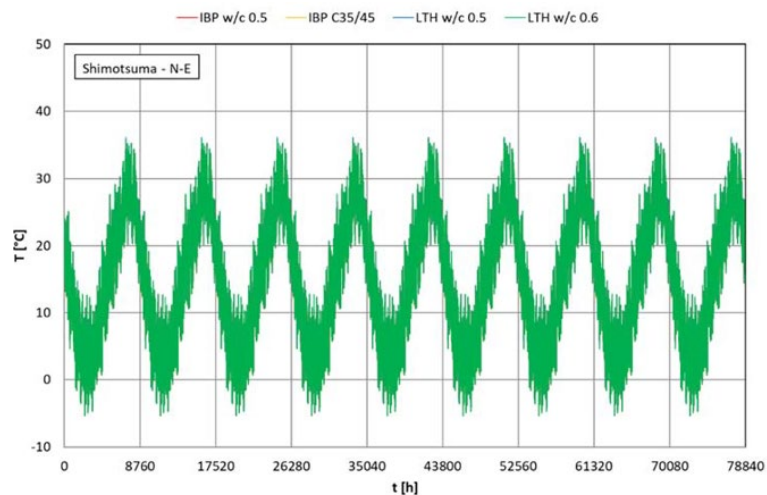


Abb. 5.3.61: Berechneter Temperaturverlauf für die vier untersuchten Beton-Datensätze über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Shimotsuma. Die vier Verläufe sind deckungsgleich.

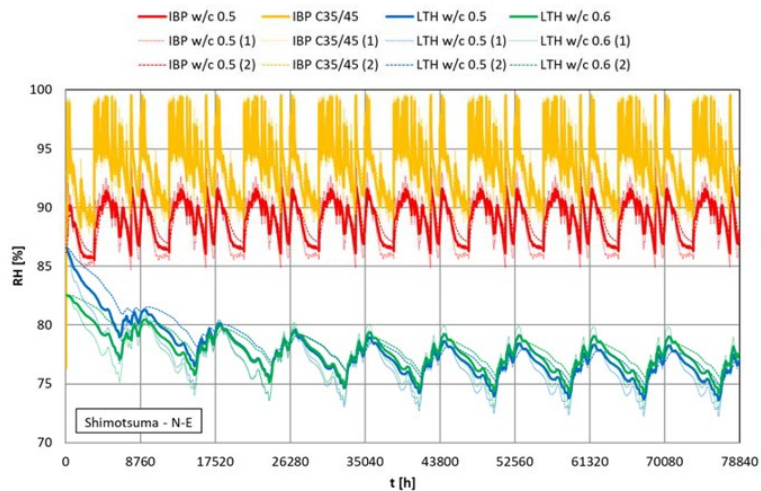


Abb. 5.3.62: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte für die vier untersuchten Beton-Datensätze über einen Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Shimotsuma. Für jeden Beton wird der Verlauf an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

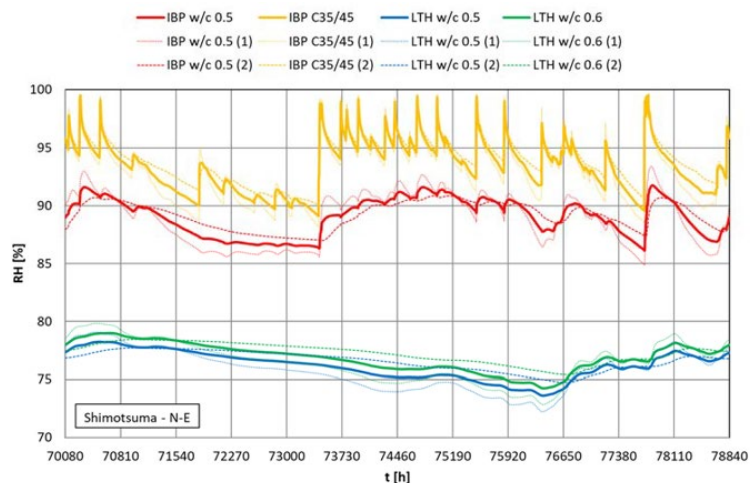


Abb. 5.3.63: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte für die vier untersuchten Beton-Datensätze für das letzte Berechnungsjahr am Standort Shimotsuma. Für jeden Beton wird der Verlauf an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

Die relative Feuchte im Beton „IBP C35/45“ (orangefarbene Linien) verläuft zwischen 89 % und 100 % r.F., mit deutlichen Schwankungen in Abhängigkeit vom Außenklima. Es sind nur geringfügige Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen zu erkennen (max. 1 % r.F.). Die Anfangsbedingungen scheinen keine relevanten Auswirkungen auf das Feuchteverhalten zu haben, da der eingeschwungene Zustand schon nach kurzer Zeit erreicht wird. Die starke Abhängigkeit vom Außenklima und das schnelle Erreichen des eingeschwungenen Zustands deuten auf einen eher diffusionsoffenen und stärker saugenden (da gerissenen) Beton mit geringer feuchtetechnischer Trägheit hin.

Mit dem Beton-Datensatz „IBP w/c 0,5“ (rote Linien) variiert die relative Feuchte zwischen 86 % und 92 % r.F., mit geringen Schwankungen im Vergleich zum „IBP C35/45“. Es sind nur kleine Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen zu erkennen (1 – 2 % r.F.). Die äußere Seite (1 - gepunktete Linie) weist über längere Zeiträume niedrigere Feuchtegehalte auf als die innere Seite (2 - gestrichelte Linie), was auf die Trocknung an der näherliegenden Außenseite zurückzuführen ist. Dieses Verhalten kehrt sich nur bei starkem Regen um. Der eingeschwungene Zustand stellt sich nach etwa 3 Monaten ein.

Die beiden Beton-Datensätze der Universität Lund (LTH w/c 0,5 und 0,6) weisen viele Gemeinsamkeiten auf: Die relative Feuchte schwankt im eingeschwungenen Zustand jeweils auf niedrigem Niveau zwischen 73 % und 79 % r.F., mit moderaten Ausschlägen entsprechend den jahreszeitlichen Schwankungen – die geringen Feuchtwerte sind auf den nicht berücksichtigten Flüssigtransport bzw. die fehlende Regenaufnahme zurückzuführen. Die Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen sind gering (1 bis 2 % r.F.), wobei abgesehen von längeren Regenperioden die äußere Seite (1) einen niedrigeren Feuchtegehalt aufweist als die innere (2). Die Anfangsbedingungen beeinflussen den Verlauf der rel. Feuchte für etwa 1,5 - 2 Jahre, also für einen längeren Zeitraum im Vergleich zu den vorherigen Fällen, was auf ein trägeres Verhalten hinweist. Der Beton „LTH w/c 0,6“ zeigt eine etwas höhere rel. Feuchte als der „LTH w/c 0,5“, aber diese Schwankungen sind vergleichbar mit denen, die beim Wechsel der Monitorposition an jedem Material beobachtet wurden (ca. 1% r.F.).

Standort Tsuchiura

Der berechnete Temperaturverlauf über 9 Jahre mit den Klimadaten von Tsuchiura ist in Abb. 5.3.64 dargestellt. Jedem Beton-Datensatz ist eine andere Farbe zugeordnet: Rot steht für IBP-Beton mit w/c 0,5, orange für IBP-Beton C35/45, blau und grün für LTH-Beton mit w/c 0,5 und 0,6. Das Diagramm zeigt, dass das thermische Verhalten der vier Beton-Datensätze identisch ist.

In Abb. 5.3.65 und Abb. 5.3.66 ist die relative Feuchte über den gesamten Berechnungszeitraum bzw. für das letzte berechnete Jahr dargestellt. Auch hier beziehen sich die unterschiedlichen Farben auf die verschiedenen Beton-Datensätze. Darüber hinaus sind für jeden der vier Beton-Datensätze die Verläufe an den Monitorpositionen dargestellt: mittig im Bewehrungsstahl (durchgezogene Linien), (1) äußere (gepunktete Linien) und (2) innere Seite (gestrichelte Linien). Im Gegensatz zur Temperatur ergeben sich für die vier Beton-Datensätze unterschiedliche Verläufe der relativen Feuchte.

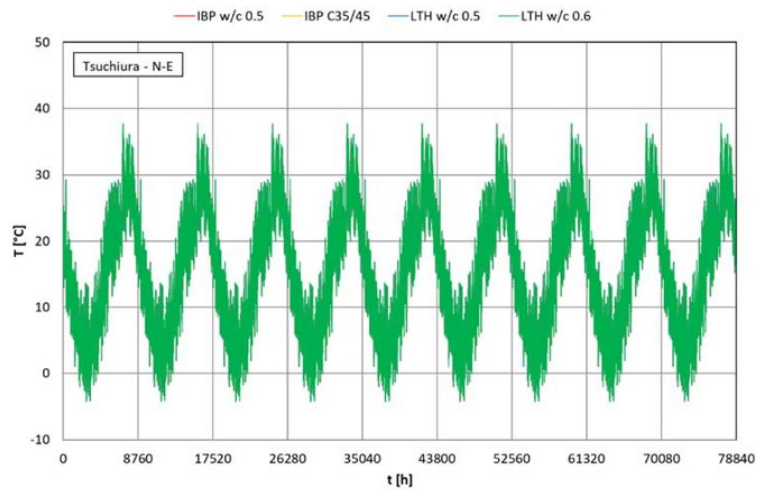


Abb. 5.3.64: Berechneter Temperaturverlauf für die vier untersuchten Beton-Datensätze über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Tsuchiura.

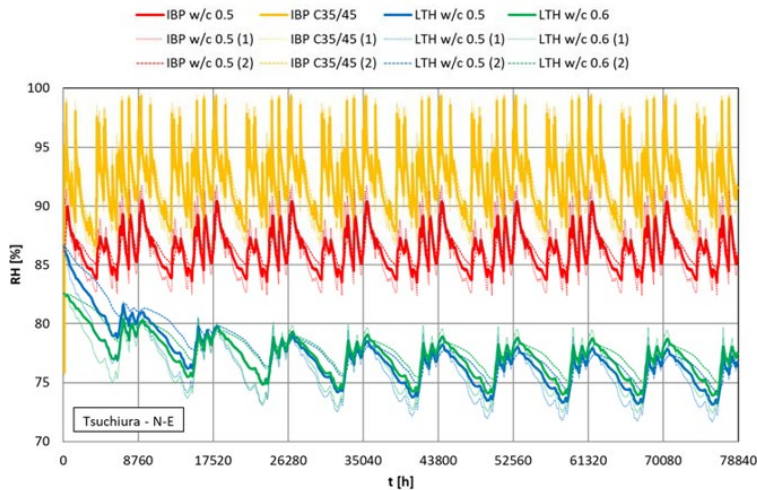


Abb. 5.3.65: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte für die vier untersuchten Beton-Datensätze über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Tsuchiura. Für jeden Beton wird der Verlauf an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

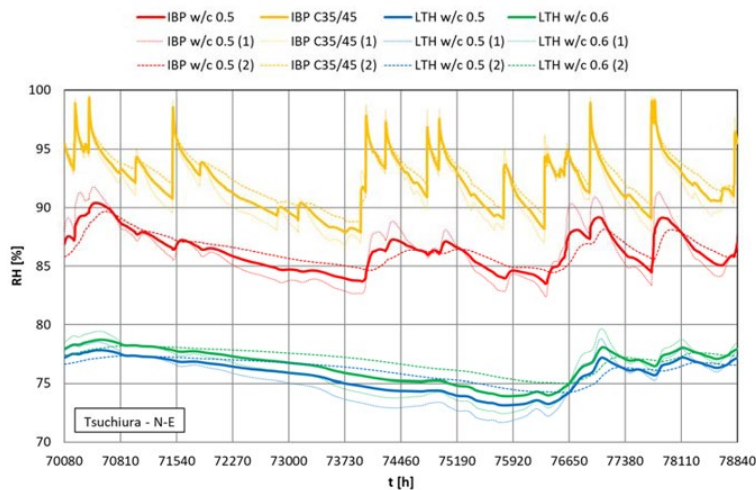


Abb. 5.3.66: Berechneter Verlauf der relativen Feuchte für die vier untersuchten Beton-Datensätze für das letzte Berechnungsjahr am Standort Tsuchiura. Für jeden Beton wird der Verlauf an den drei Monitorpositionen dargestellt: mittig (dicke, durchgezogene Linie), an der Oberseite (1) und an der Unterseite (2) des Bewehrungsstahls.

Im Beton „IBP C35/45“ (orangefarbene Linien) verläuft die relative Feuchte zwischen 88 % und 100 % r.F., und zeigt große Schwankungen in Abhängigkeit vom Außenklima. Es sind nur geringfügige Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen zu erkennen (max. 1 % r.F.). Der eingeschwungene Zustand wird sofort erreicht. Wie beim vorigen Beispiel ist diese Verhalten vor allem durch den sehr starken Flüssigtransport begründet, der an gerissenen Probekörpern als Worst-Case-Szenario ermittelt wurde.

Die relative Feuchte im Beton „IBP w/c 0,5“ (rote Linien) variiert zwischen 83 % und 91 % r.F.. Im Vergleich zum „IBP C35/45“ sind die klimaabhängigen Schwankungen deutlich geringer. Weiterhin zeigen sich kleine Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen (2 % r.F.). Die äußere Seite (gepunktete Linie) weist die meiste Zeit einen niedrigeren Feuchtegehalt auf als die innere Seite (gestrichelte Linie), was auf die Trocknung an der näherliegenden äußeren Schicht zurückzuführen ist. Dieses Verhalten kehrt sich nur bei starkem Regen um. Der eingeschwungene Zustand stellt sich nach etwa 3 Monaten ein.

Die beiden Beton-Datensätze der Universität Lund (LTH w/c 0,5 und 0,6) weisen wiederum viele Gemeinsamkeiten auf: Die relative Feuchte schwankt im eingeschwungenen Zustand jeweils zwischen 73 % und 79 % r.F., mit moderaten Ausschlägen entsprechend den jahreszeitlichen Schwankungen. Grund für das niedrige Feuchteniveau ist der fehlende Flüssigtransport im Datensatz, infolgedessen keine Regenaufnahme stattfindet. Die Unterschiede im Feuchteverhalten an den einzelnen Monitorpositionen sind gering (2 % r.F.), wobei abgesehen von längeren Regenperioden die äußere Seite (1) einen niedrigeren Feuchtegehalt aufweist als die innere (2). Die Anfangsbedingungen beeinflussen den Verlauf der rel. Feuchte für etwa 1,5 - 2 Jahre, also für einen längeren Zeitraum im Vergleich zu den vorherigen Fällen, was auf ein trägeres Verhalten hinweist. Der Beton „LTH w/c 0,6“ zeigt eine etwas höhere rel. Feuchte als der „LTH w/c 0,5“, aber diese Schwankungen sind vergleichbar mit denen, die beim Wechsel der Monitorposition an jedem Material beobachtet wurden (ca. 1 % r.F.).

Vergleich der Ergebnisse der Standorte Shimotsuma und Tsuchiura

Vor der Erläuterung der Korrosionsberechnung werden die hygrothermischen Unterschiede am Bewehrungsstahl der Probekörper für die beiden Klimastandorte Shimotsuma und Tsuchiura (in beiden Fällen nordöstlich ausgerichtet) verglichen. Unterschiede im hygrothermischen Verhalten der Betonproben an der Position der Bewehrung, die auf Unterschiede in den Klimadaten der zwei Standorte zurückzuführen sind, können eine Erklärung für mögliche Abweichungen zwischen den berechneten und den gemessenen Korrosionsraten sein.

Bezüglich der Temperaturverhältnisse an beiden Standorten sind nur geringe Unterschiede von ca. 0,5 °C der Jahresdurchschnittstemperatur zu erkennen. Einen detaillierteren Vergleich der stündlichen Temperaturverläufe an den beiden Standorten zeigt Abb. 5.3.67. Da sich das Verhalten der vier ausgewählten Beton-Datensätze, wie oben gezeigt, nicht unterscheidet, wird hier exemplarisch nur ein Material („IBP w/c 0,5“) gezeigt, um die thermischen Bedingungen in Tsuchiura (rot) und in Shimotsuma (blau) im letzten Jahr der Simulation zu vergleichen. Die jeweils dickeren Linien stellen die gleitende Tagesmitteltemperatur dar. Es ergeben sich kleine Abweichungen von maximal 2 °C zwischen den beiden Standorten, wobei sich die Betonproben in Tsuchiura geringfügig mehr aufheizen als unter Annahme des Standorts Shimotsuma.

Hinsichtlich der relativen Feuchte sind die Unterschiede zwischen den Standorten größer. Abb. 5.3.68 vergleicht die relative Feuchte, die sich in den Probekörpern mit allen vier Beton-Datensätzen an beiden Klimastandorten einstellt: Die roten und dunkelroten Linien stellen den Beton „IBP w/c 0,5“ dar, die gelben und orangefarbenen Linien stehen für den Beton „IBP C35/45“, die blauen und dunkelblauen Linien stehen für den Beton „LTH w/c 0,5“. Die grünen und dunkelgrünen Linien geben den Beton „LTH w/c 0,6“ wieder. Für jedes Material wird auch die Feuchte an den drei Auswertepositionen gezeigt: in der Mitte des Bewehrungsstahls (durchgezogene Linien), (1) äußere Seite (gepunktete Linien) und (2) innere Seite des Stahls (gestrichelte Linien).

Allgemein ist festzustellen, dass an beiden Standorten Shimotsuma (dunklere Linien) und Tsuchiura (hellere Linien) die relative Feuchte jeweils an der äußeren Position der Bewehrung am höchsten ist. Da der Beton „IBP C35/45“ eine geringe Trägheit und eine starke Abhängigkeit vom Klima, insbesondere von Regenereignissen, aufweist, ist zu erwarten, dass die Tagesmittelwerte der Feuchte von einem Ort zum anderen abweichen können. Trotzdem ergeben sich im Jahresdurchschnitt nur Unterschiede von 1 % r.F. zwischen den beiden Standorten: 93 % r.F. in Shimotsuma zu 92 % r.F. in Tsuchiura. Bei den LTH-Beton-Datensätzen ist die Jahresdurchschnittsfeuchte ähnlich, 76% r.F. in „LTH w/c 0,5“ und 77% r.F. in „LTH w/c 0,6“. Die Abweichung von maximal 1 % an den beiden Standorten ist damit größer als die Abweichung, die durch die unterschiedliche Lage im gleichen Material und Klima bedingt ist. Die größere klimaabhängige Abweichung der Feuchte wird beim Beton „IBP-Beton w/c 0,5“ beobachtet: die jährliche mittlere relative Feuchte in Shimotsuma beträgt 89 % r.F. gegenüber 86 % r.F. in Tsuchiura. Die größte Diskrepanz ist im Frühjahr zu beobachten, mit täglichen Schwankungen der relativen Feuchte von etwa 6 % r.F..

Die Jahresdurchschnittswerte der relativen Feuchte und der Temperatur für die beiden Standorte Shimotsuma und Tsuchiura sind in Tabelle 5.3.6 dargestellt.

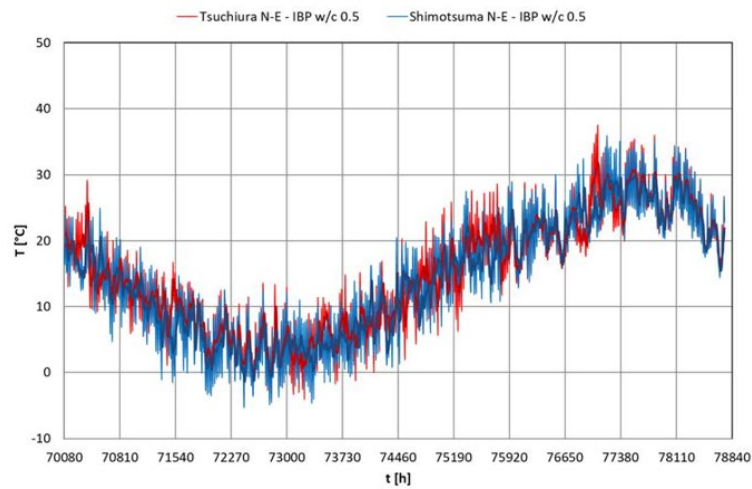


Abb. 5.3.67: Berechneter Temperatur-Verlauf im Beton im letzten Berechnungsjahr an den beiden Standorten Shimotsuma und Tsuchiura, exemplarisch für den Beton „IBP w/c 0,5“. Die dicken Linien stellen das gleitende Tagesmittel dar.

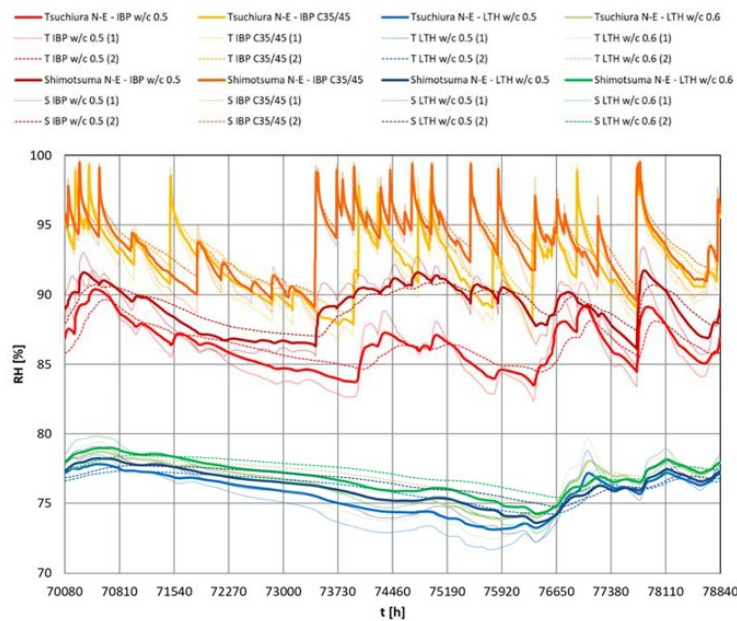


Abb. 5.3.68: Berechneter Verlauf der rel. Feuchte an der Position der Bewehrung für alle vier untersuchten Beton-Datensätzen im letzten Berechnungsjahr an den beiden Standorten Shimotsuma und Tsuchiura.

Tabelle 5.3.6: Zusammenfassung des Jahresdurchschnitts der relativen Feuchte und der Temperatur für die vier berechneten Betone im Klima Shimotsuma (Klima 1) und Tsuchiura (Klima 2). (1) und (2) beziehen sich auf die Außen- und Innenseite, (m) auf den Mittelpunkt des Bewehrungsstahls.

Material	rel. Feuchte (1) [%]		rel. Feuchte (2) [%]		rel. Feuchte (m) [%]		Temperatur (m) [°C]	
	Klima 1	Klima 2	Klima 1	Klima 2	Klima 1	Klima 2	Klima 1	Klima 2
IBP w/c 0.5	89	86	89	86	89	86	14,4	14,9
IBP C35/45	93	92	94	93	93	92	14,3	14,9
LTH w/c 0.5	76	75	77	76	76	76	14,5	15,0
LTH w/c 0.6	77	76	77	77	77	77	14,5	15,0

Messungen und Modell von Matsubayashi

Während der Feldversuche von Matsubayashi wurden Massenverluste ΔW von 0,20 % bzw. 0,41 % nach 4 bzw. 9 Jahren der Freibewitterung gemessen. Da die Ergebnisse von WUFI® Corr als Korrosionsrate v_{corr} [μm] ausgegeben werden, ist es wichtig, eine einheitliche Vorgehensweise zur Umrechnung der Korrosionsrate in Massenverluste und umgekehrt zu verwenden. Diese Umrechnung wird durch das Faradaysche Gesetz ermöglicht. So kann die Korrosion als Korrosionsrate aus der Massenverlust und umgekehrt wie folgt berechnet werden:

$$v_{corr} = \frac{\Delta W \cdot W_0}{100} \cdot \frac{1}{A \cdot t \cdot \rho} \quad (10)$$

W_0 [g] ist die Ausgangsmasse des Bewehrungsstabs, A [m^2] ist die exponierte Fläche des Bewehrungsstabs, t [Jahre] ist die Expositionszeit und ρ [g/m^3] ist die Dichte des Stahls (7,87 g/m^3 für niedrig legierten Stahl). Nach Gleichung (10) können die im Rahmen der Feldversuche ermittelten Werte des Massenverlustes in Korrosionsraten umgerechnet werden: Aus dem Massenverlust von 0,20 %, gemessen nach 4 Jahren Exposition, ergeben sich 13 μm kumulative Korrosionsrate bzw. eine jährlichen Rate von 3,3 $\mu\text{m}/\text{a}$. Eine ähnliche Rate ergibt sich nach 9 Jahren (3,0 $\mu\text{m}/\text{a}$), mit einer Gesamtkorrosionsrate von ca. 27 μm , was einem gemessenen Massenverlust von 0,41 % entspricht.

Auf der Grundlage dieser Versuchswerte wird von Matsubayashi et al. (2000) vorgeschlagen, die Massenverlustrate ΔW [%] mit Hilfe einer Gleichung zu berechnen, die die Zeit, die Betonüberdeckung der Probe und die Chloridkonzentration berücksichtigt. Wenn keine Chloridbelastung auftritt, kann das diese wie folgt vereinfacht werden:

$$\Delta W = qt + b \text{ [%]} \quad (11)$$

Die jährliche Korrosionsrate q [%/a] wird wie folgt angegeben:

$$q = 0,0962 \cdot \frac{1}{\sqrt{c}} \left[\frac{\%}{a} \right] \quad (12)$$

c [mm] ist die Betonüberdeckung und t [Jahre] ist die Expositionszeit. b steht für den anfänglichen Massenverlust und wird in dieser Veröffentlichung nicht angegeben. Bei einer Betonüberdeckung von 15 mm beträgt die von Matsubayashi et al. (2000) vorgeschlagene jährliche Massenverlustrate q 0,025 %. Nimmt man diesen Wert zur Nachberechnung der Korrosion an, so ergibt sich eine durchschnittliche jährliche Korrosionsrate von 1,6 $\mu\text{m/a}$, also die Hälfte des gemessenen Wertes. Berechnet man q aus dem gemessenen ΔW unter Verwendung der Gleichungen (11) und (12) und unter der Annahme, dass der anfängliche Massenverlust b gleich Null ist, erhält man 0,046 - 0,050 %/a (unter Verwendung der Werte nach 4 und 9 Jahren). Ein Vergleich der gemessenen und der von Matsubayashi et al. (2000) berechneten Korrosion ist in Tabelle 5.3.7 dargestellt.

Der Grund für die oben erwähnten Unterschiede zwischen Versuchs- und Modelldaten kann nur vermutet werden, wobei zwei Hauptprobleme in Bezug auf die Daten des Feldversuchs zu nennen sind.

Erstens wurde in der Veröffentlichung die Daten nicht als Zahlenwerte angegeben, so dass nur eine schwierige grafische Extrapolation möglich war, was potenzielle Übertragungsfehler beinhaltet. Darüber hinaus ist die Interpretation der Versuchsergebnisse schwierig: Den ausgewerteten Diagrammen zufolge (siehe Abb. 5.3.55), scheint die Korrosion während der ersten zwei Jahre der Freibewitterung aufzutreten, dann scheint sie für weitere zwei Jahre zu stoppen und dann zwischen dem zweiten und dem vierten Jahr der Freibewitterung wieder einzusetzen, obwohl keine Änderungen der Randbedingungen angegeben werden. Dies könnte auf das Vorhandensein einer anfänglichen, nicht auf Karbonatisierung zurückzuführenden Korrosion in den ersten zwei Jahren (der unbekannte Parameter b , der im Modell berücksichtigt wird) und einer nicht abgeschlossenen Karbonatisierung an der Stahloberfläche während der folgenden zwei Jahre hinweisen. Aus diesem Grund werden in der folgenden Auswertung nur Daten nach 4 und 9 Jahren berücksichtigt.

Folglich scheint es sicherer zu sein, die vom Modell von Matsubayashi gelieferten Daten zu verwenden als die ursprünglichen Versuchsdaten, da das Modell auf den ursprünglichen Messdaten basiert, die mit den oben erwähnten Unsicherheiten behaftet sind. Daher werden im Folgenden sowohl die Versuchsdaten als auch die Modelldaten von Matsubayashi vorgestellt.

Tabelle 5.3.7: Zusammenfassung der Korrosionsrate und des Massenverlusts, wie sie von Matsubayashi im Klima von Tsukuba gemessen und berechnet wurden. Umrechnungen sind angegeben. Nach Matsubayashi et al. (2000).

	Matsubayashi						
	t	ΔW		v_{corr}			q (*)
	[a]	[%]	[g]	[g/m ² a]	[$\mu\text{m/a}$]	[μm]	[%/a]
Versuch	4	0,20	0,46	25,6	3,3	13,0	0,050
	9	0,41	0,95	23,3	3,0	26,7	0,046
Modell	4	0,099	0,23	12,7	1,6	6,5	0,025
	9	0,224	0,52	12,7	1,6	14,5	0,025

(*) b wird im Versuch zu 0 angenommen und ist im Modell unbekannt

Vergleich der Ergebnisse aus den Feldversuchen mit dem Korrosionsmodell

Die mit WUFI[®] berechneten Verläufe von Temperatur und rel. Feuchte für die vier untersuchten Beton-Datensätze werden in WUFI[®] Corr bewertet, um die Korrosion aufgrund von Karbonatisierung vorherzusagen.

Für jeden der vier Beton-Datensätze werden die vier in WUFI[®] Corr enthaltenen Korrosionsbedingungen / Bindemitteltypen angenommen. Tabelle 5.3.8 und Tabelle 5.3.9 fassen die Korrosionsdaten zusammen, die im Klima von Shimotsuma bzw. Tsuchiura mit WUFI[®] Corr ermittelt wurden.

In Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus den vorherigen Nachberechnungen von Tottori, scheint die Korrosionsbedingung bzw. der Bindemitteltyp LP (Kalk-Puzzolan) für die einzelnen simulierten Beton-Datensätze am besten mit den Versuchsdaten zusammenzupassen. Dies ist deutlich in Abb. 5.3.69 und Abb. 5.3.70 zu erkennen, welche den Vergleich zwischen den von Matsubayashi gelieferten Versuchsdaten und der mit WUFI[®] Corr durchgeführten Korrosionssimulation im Klima von Shimotsuma und Tsuchiura darstellen. Die Diagramme zeigen die Eindringtiefe von Stahlkorrosion v_{corr} [μm] während der simulierten 9 Jahre, jeweils für die Beton-Datensätze „IBP w/c 0,5“ (rote Linie), „IBP C35/45“ (orange Linie), „LTH w/c 0,5“ (blaue Linie) und „LTH w/c 0,6“ (grüne Linie). Die schwarzen Linien stellen die experimentellen Daten von Matsubayashi dar: die gepunktete Linie bezieht sich auf die aus Abb. 5.3.55 extrahierten Versuchsdaten, während die gestrichelte Linie die Ergebnisse des aus dem Feldversuch gewonnenen Modells darstellt.

Ein Vergleich der vier in WUFI[®] simulierten Beton-Datensätze unter Berücksichtigung der Korrosionsbedingung / des Bindemitteltyps LP zeigt, dass der Beton „IBP w/c 0,5“ das Material

darstellt, das am besten zu den Modelldaten von Matsubayashi passt (gestrichelte schwarze Linie), während der Beton „IBP C35/45“ das Material darstellt, das besser zu den Versuchsdaten passt (gepunktete schwarze Linie). Dies überrascht zunächst, da auch hier eine bessere Übereinstimmung der Simulation mit „IBP w/c 0,5“ mit den Messwerten aufgrund des vermeintlich realistischeren Datensatzes erwartet werden konnte. Ein Blick auf die Bewehrungsanordnung in Abb. 5.3.54 zeigt aber, dass hier nur 4 Stäbe parallel zueinander in die Probe eingebracht wurden. Das bedeutet, dass der Probekörper in Querrichtung ungehindert reißen konnte und vermutlich wie „IBP C35/45“ einen hohen Flüssigtransport aufweist. Dementsprechend stimmt die Nachberechnung mit diesem Datensatz besser mit den Versuchsdaten überein. Da das Modell von Matsubayashi vermutlich aber wiederum von einem ungerissenen Beton ausgeht, könnte dies die Ursache sein, dass die Simulation mit „IBP w/c 0,5“ zu einer besseren Übereinstimmung mit seinen Modelldaten führt. Diese Annahmen konnten mangels fehlender detaillierter Informationen in den Publikationen im Rahmen des Projekts nicht abschließend verifiziert werden. Die Simulationen mit den beiden Beton-Datensätzen ohne Flüssigtransport sind wiederum deutlich zu günstig – da die Regenfeuchte ohne Berücksichtigung der Kapillarität in den Datensätzen nicht bis an die Bewehrungsebene transportiert wird. Die bessere Übereinstimmung wird im Klima von Shimotsuma (Abb. 5.3.69) erzielt, welches etwas feuchter ist als das Klima von Tsuchiura (Abb. 5.3.70). Eine Zusammenfassung der im Klima von Shimotsuma und Tsuchiura erhaltenen Korrosionsdaten ist in Tabelle 5.3.10 bzw. Tabelle 5.3.11 für jeden Beton-Datensatz und jede Korrosionsbedingung dargestellt.

Alle in den Tabellen angegebenen Werte beziehen sich auf die mittlere Position des Bewehrungsstabs. Ein Wechsel zur äußeren oder inneren Seite des Bewehrungsstabs bedeutet eine Abweichung von maximal 10 %, d. h. Unterschiede von 0,1 µm bei geringer Korrosion und bis zu 3 µm bei starker Korrosion.

Tabelle 5.3.8: Zusammenfassung der Korrosionsrate und des Massenverlusts für jede Kombination von Beton und Bindemitteltyp / Korrosionsbedingung für den Standort Shimotsuma.

		Simulationen in Shimotsuma						
		V _{corr}		ΔW _{4a}		ΔW _{9a}		q (*)
		[μm/a]	[g/m ² -a]	[g]	[%]	[g]	[%]	[%/a]
IBP w/c 0,5	LP	1,6	12,7	0,23	0,099	0,52	0,223	0,025
	LCP	1,5	11,5	0,21	0,090	0,47	0,202	0,022
	LG	0,5	4,3	0,08	0,034	0,18	0,076	0,008
	G	1,6	12,7	0,23	0,100	0,52	0,224	0,025
IPB C35/45	LP	2,9	22,8	0,41	0,179	0,93	0,402	0,045
	LCP	3,5	27,9	0,50	0,218	1,13	0,490	0,054
	LG	2,7	21,5	0,39	0,168	0,87	0,378	0,042
	G	2,8	21,8	0,39	0,171	0,89	0,384	0,043
LTH w/c 0,5	LP	0,6	4,5	0,08	0,035	0,18	0,078	0,009
	LCP	0,2	1,5	0,03	0,012	0,06	0,027	0,003
	LG	0,0	0,4	0,01	0,003	0,01	0,006	0,001
	G	0,1	1,0	0,02	0,008	0,04	0,018	0,002
LTH w/c 0,6	LP	0,5	4,1	0,07	0,032	0,17	0,072	0,008
	LCP	0,2	1,3	0,02	0,010	0,05	0,023	0,003
	LG	0,0	0,3	0,01	0,002	0,01	0,005	0,001
	G	0,1	0,8	0,01	0,006	0,03	0,013	0,001

(*) b wird in den Simulationen gleich 0 gesetzt

Tabelle 5.3.9: Zusammenfassung der Korrosionsrate und des Massenverlusts für jede Kombination von Beton und Bindemitteltyp / Korrosionsbedingung für den Standort Tsuchiura.

		Simulationen in Tsuchiura						
		V _{corr}		ΔW _{4a}		ΔW _{9a}		q (*)
		[μm/a]	[g/m ² ·a]	[g]	[%]	[g]	[%]	[%/a]
IBP w/c 0,5	LP	1,3	10,1	0,18	0,079	0,41	0,178	0,020
	LCP	0,9	7,3	0,13	0,057	0,30	0,129	0,014
	LG	0,3	2,6	0,05	0,020	0,10	0,045	0,005
	G	1,0	8,2	0,15	0,064	0,33	0,144	0,016
IPB C35/45	LP	2,4	19,2	0,35	0,150	0,78	0,338	0,038
	LCP	2,9	22,9	0,41	0,179	0,93	0,402	0,045
	LG	1,8	13,9	0,25	0,109	0,56	0,244	0,027
	G	2,0	15,8	0,29	0,124	0,64	0,278	0,031
LTH w/c 0,5	LP	0,6	4,5	0,08	0,035	0,18	0,079	0,009
	LCP	0,2	1,5	0,03	0,012	0,06	0,027	0,003
	LG	0,0	0,4	0,01	0,003	0,02	0,007	0,001
	G	0,1	1,0	0,02	0,008	0,04	0,018	0,002
LTH w/c 0,6	LP	0,5	4,2	0,08	0,033	0,17	0,073	0,008
	LCP	0,2	1,3	0,02	0,010	0,05	0,023	0,003
	LG	0,0	0,3	0,01	0,002	0,01	0,005	0,001
	G	0,1	0,8	0,01	0,006	0,03	0,014	0,002

(*) b wird in den Simulationen gleich 0 gesetzt

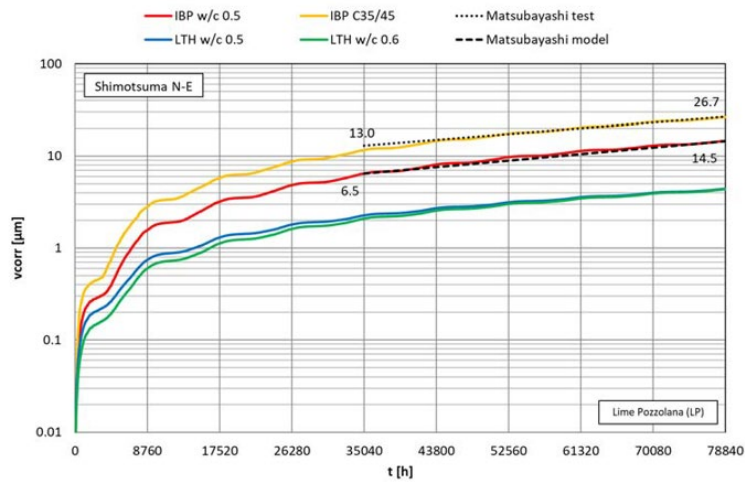


Abb. 5.3.69: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Korrosionsbedingung / des Bindemitteltyps LP über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Shimotsuma für die vier untersuchten Beton-Datensätze „IBP w/c 0,5“ (rot), „IBP C35/45“ (orange), „LTH w/c 0,5“ (blau) und „LTH w/c 0,6“ (grün) im Vergleich zu den Versuchsdaten (schwarz gepunktet) und den Modelldaten (schwarz gestrichelt) von Matsubayashi.

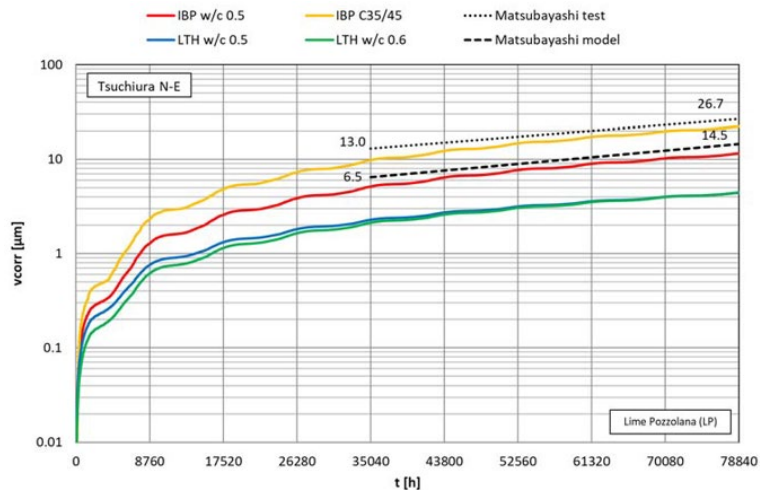


Abb. 5.3.70: Korrosionsrate v_{corr} [μm] unter Berücksichtigung der Korrosionsbedingung / des Bindemitteltyps LP über den Berechnungszeitraum von 9 Jahren am Standort Tsuchiura für die vier untersuchten Beton-Datensätze „IBP w/c 0,5“ (rot), „IBP C35/45“ (orange), „LTH w/c 0,5“ (blau) und „LTH w/c 0,6“ (grün) im Vergleich zu den Versuchsdaten (schwarz gepunktet) und den Modelldaten (schwarz gestrichelt) von Matsubayashi.

Tabelle 5.3.10: Zusammenfassung der Korrosionseindringtiefe für jeden Beton und Bindemitteltyp / Korrosionsbedingung für den Standort Shimotsuma im Vergleich zu den Versuchs- und Modelldaten von Matsubayashi.

t [a]	Matsubayashi		Korrosions- bedingung	IBP w/c 0,5	IPB C35/45	LTH w/c 0,5	LTH w/c 0,6
	V _{corr,test} [μm]	V _{corr,calc} [μm]		V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]
4,0	13,0	6,5	LP	6,5	11,6	2,3	2,1
9,0	26,7	14,5	LP	14,6	26,3	4,4	4,4
4,0	13,0	6,5	LCP	5,8	14,2	0,8	0,7
9,0	26,7	14,5	LCP	13,3	32,1	1,3	1,3
4,0	13,0	6,5	LG	2,2	10,9	0,2	0,1
9,0	26,7	14,5	LG	5,0	24,9	0,3	0,3
4,0	13,0	6,5	G	6,5	11,1	0,5	0,4
9,0	26,7	14,5	G	14,7	44,9	1,3	1,2

Tabelle 5.3.11: Zusammenfassung der Korrosionseindringtiefe für jeden Beton und Bindemitteltyp / Korrosionsbedingung für den Standort Tsuchiura im Vergleich zu den Versuchs- und Modelldaten von Matsubayashi.

t [a]	Matsubayashi		Korrosions- bedingung	IBP w/c 0,5	IPB C35/45	LTH w/c 0,5	LTH w/c 0,6
	V _{corr,test} [μm]	V _{corr,calc} [μm]		V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]	V _{corr,m} [μm]
4,0	13,0	6,5	LP	5,1	98	2,3	2,1
9,0	26,7	14,5	LP	11,5	22,2	4,4	4,4
4,0	13,0	6,5	LCP	3,7	11,6	0,8	0,7
9,0	26,7	14,5	LCP	8,4	26,5	1,3	1,3
4,0	13,0	6,5	LG	1,3	7,1	0,2	0,2
9,0	26,7	14,5	LG	2,9	16,2	0,3	0,3
4,0	13,0	6,5	G	4,2	8,0	0,5	0,4
9,0	26,7	14,5	G	9,3	33,1	1,3	1,3

5.3.3.3 Zusammenfassung der Validierungsergebnisse

Die Nachberechnungen der Feldversuche von Tottori und Matsubayashi zeigen, dass das hygrothermische Korrosionsmodell das gemessene Korrosionsverhalten bei geeigneten hygrothermischen Materialparametern für den verwendeten Beton gut nachvollziehen kann. Als Material für „Standard“-Beton erlaubte der IBP-Datensatz „IBP w/c 0,5“, der einem normalfestem Stahlbeton (C35/45) aus Portlandzement (CEM I) entspricht, eine gute Nachberechnung der zwei unterschiedlichen Publikationen.

Auch wenn die Betonzusammensetzung nicht im Detail angegeben war, kann davon ausgegangen werden, dass Betone üblicher Zusammensetzungen verwendet wurden, die bezüglich ihrer hygrothermischen Parameter vergleichbar mit den in der WUFI-Materialdatenbank hinterlegten sind.

Die bessere Übereinstimmung der auf Basis der Simulation mit „IBP C35/45“ prognostizierten Korrosionsrate mit den Messdaten beim Feldversuch von Matsubayashi erscheint ebenfalls plausibel, da die Probekörper in diesem Fall nur in eine Richtung bewehrt waren. Dadurch war Rissbildung in der anderen Richtung möglich, was durch diesen Betondatensatz bereits berücksichtigt ist. Die bessere Übereinstimmung mit den Modelldaten, die vermutlich ebenfalls von einem ungerissenen Beton ausgehen, konnte dagegen wiederum bei der Simulation mit dem Datensatz „IBP w/c 0,5“ erzielt werden.

Dass die Korrosionsbedingungen / Bindemitteltypen für Kalk-Puzzolan aus WUFI® Corr jeweils die besten Übereinstimmungen ergaben, ist ebenfalls naheliegend. Obwohl die ursprüngliche Einstufung anhand historischer Bindemittel durchgeführt wurde (siehe Kapitel 5.3.2), wird auch heute noch Beton aus Portlandzement hergestellt (CEM I) und es kann auch bis zu 10% Puzzolan als Kalkersatz beigemischt werden (CEM II).

Insgesamt kann also festgestellt werden, dass das instationäre Prognosemodell die zu erwartenden Korrosionsbedingungen in karbonatisiertem Beton mit der Wahl von Kalk-Puzzolan als Einbettungsmaterial gut vorhersagen kann, sofern die verwendeten Materialeigenschaften das hygrothermische Verhalten des jeweiligen Betons gut abdecken. Die Betondatensätze ohne Flüssigtransporteigenschaften erweisen sich für diese Fragestellung als nicht geeignet, da ohne Flüssigtransport kein Niederschlag aufgenommen werden kann und dadurch der Bewehrungsbereich so trocken bleibt, dass kaum Korrosion möglich ist. Die beiden anderen Datensätze können die Situation im ungerissenen, baupraktisch relevanten Normalzustand (IBP w/c 0,5) bzw. im worst case im gerissenen Zustand (IBP C35/45) gut repräsentieren. Für eine zuverlässige Korrosionsprognose sollte aber künftig noch etwas mehr Augenmerk auf eine genaue Abbildung der Feuchteverhältnisse in allen Bereichen des Betons im Einbauzustand geachtet werden. Da Beton abgesehen von der Korrosion feuchteunempfindlich ist, wurde bei der Ermittlung der Datensätze bisher v.a. darauf geachtet, dass der effektive Feuchtedurchgang durch die gesamte Schicht möglichst korrekt abgebildet wird, während die genaue Verteilung der Feuchte innerhalb des Betons als weniger wesentlich angesehen wurde. Für die Beurteilung des Risikos der

Bewehrungskorrosion an einer spezifischen Position würde aber die Kenntnis der genauen Verteilung deutlich genauere Ergebnisse liefern.

5.3.4 Bewertungsverfahren für das Korrosionsrisiko in mineralischen Baustoffen

Basierend auf den Erkenntnissen aus der Literatur (siehe Kapitel 5.3.1) und den bereits im Postprozessor zur Prognose der Korrosion eingeflossenen Erkenntnisse (siehe Kapitel 5.3.2) wird im Folgenden ein dreistufiges Bewertungsverfahren zur Beurteilung des Korrosionsrisikos in mineralischen Baustoffen aufgestellt.

Zur Bewertung werden die Temperatur- und Feuchtebedingungen in der Konstruktion in der Ebene des eingebetteten Stahls mit Hilfe von hygrothermischen Simulationen ermittelt und dann entsprechend den einzelnen Stufen bewertet. Hierbei sind in der Regel die stündlichen Werte aus der Simulation zu verwenden. Das Vorgehen zur Bewertung von Ergebnissen aus hygrothermischen Simulationen ist in Abb. 5.3.71 für Betonbauteile schematisch dargestellt.

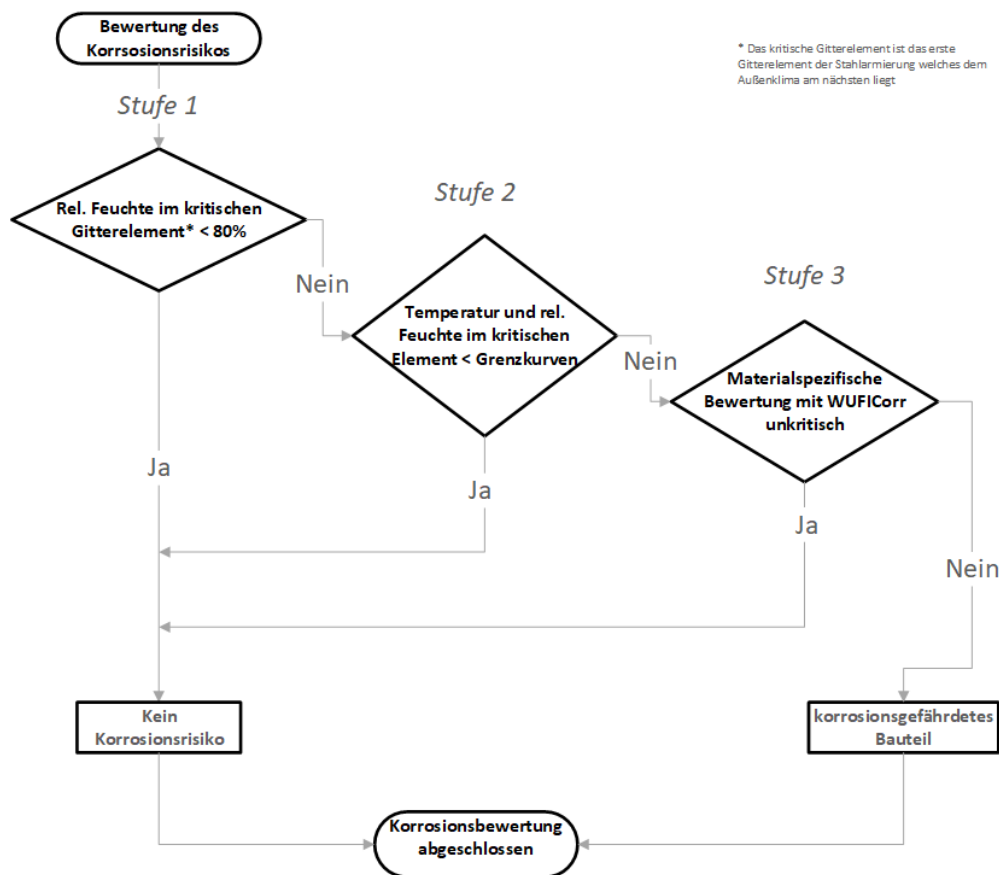


Abb. 5.3.71: Ablaufschema für die Korrosionsbewertung von Betonbauteilen auf Grundlage von Simulationsergebnissen.

Stufe I – Grenzwert

In der Bewertungsstufe I wird auf die untere Grenzfeuchte bemessen, unter der keine Korrosion zu erwarten ist. Diese beträgt für karbonatisierten Beton 80 % r.F. (siehe auch Kapitel 5.3.1). Für andere, nicht zementgebundenen Einbettungsmaterialien liegt der Grenzwert bei 60 % r.F. (DIN EN ISO 13788:2013).

Die Kriterien liegen deutlich auf der sicheren Seite. Werden die Grenzwerte nicht eingehalten, so kann eine detailliertere Bemessung für Gips, Kalk und karbonatisierten Beton/ Mörtel, nach Stufe II oder Stufe III erfolgen. Für andere Einbettungsmaterialien liegen derzeit noch keine genauen Informationen zur Korrosion abhängig von der Temperatur und Feuchte im Bereich des Stahls vor.

Stufe II – Grenzwertkurve abhängig von Temperatur und Feuchte

In der Bewertungsstufe II wird die Bewertung des Korrosionsrisikos in karbonatisiertem Mörtel / Beton, Kalkmörtel und Gips in der Bewehrungsebene über eine Temperatur- und feuchteabhängige Grenzkurve nach Gleichung (13) durchgeführt. Die Grenzkurve stellt ein auf der sicheren Seite liegende Vereinfachung des Übergangs in den kritischen (gelben) Bereich der Korrosionskarten für Beton dar und ist in Abb. 5.3.72 dargestellt. Liegen die stündlichen Werte unter der Grenzkurve ist keine Korrosion zu erwarten, für Werte über der Grenzkurve liegen Korrosionsbedingungen vor und es ist zu empfehlen, eine detailliertere Auswertung mit Stufe 3 durchzuführen. Wie auf Stufe I ist auch hier nur eine grüne Ampel bis zur Grenzkurve und eine rote Ampel darüber möglich.

$$f(\vartheta) = \begin{cases} -0,375\vartheta + 95, & 0^{\circ}\text{C} < \vartheta < 40^{\circ}\text{C} \\ 80 & \vartheta \geq 40^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad [\%] \quad (13)$$

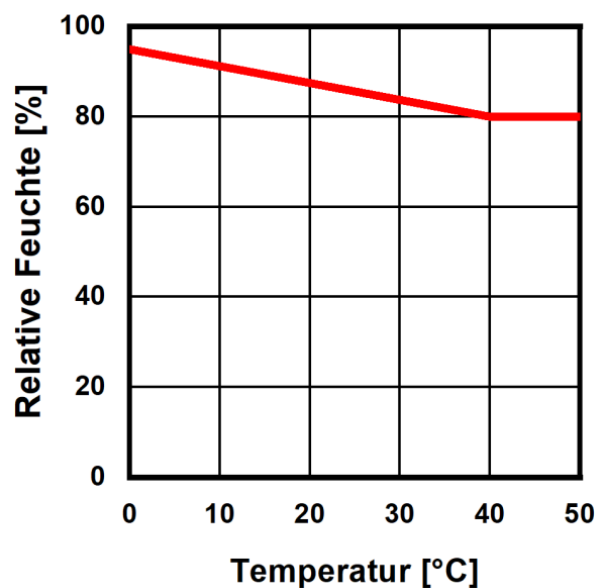


Abb. 5.3.72: Stufe II: Temperatur- und feuchteabhängige Grenzkurve.

Stufe III – Detaillierte Prognose der Korrosion

In der Stufe III wird die Bewertung des Korrosionsrisikos in karbonatisiertem Mörtel / Beton, Kalkmörtel und Gips in der Bewehrungsebene abhängig von den Korrosionsbedingungen und Bindemitteltypen durchgeführt und so das zeitliche Korrosionsverhalten des Stahls ermittelt. Dies kann über den Postprozessor WUFI® Corr geschehen. Die Oberfläche des Postprozessor ist in Abb. 5.3.73 exemplarisch für die Bewertung von Gips als Einbettungsmaterial dargestellt. Basierend auf den stündlichen Werten der Temperatur und relativen Feuchte wird die Korrosionsstromdichte und die Eindringtiefe der Korrosion über die Zeit ermittelt.

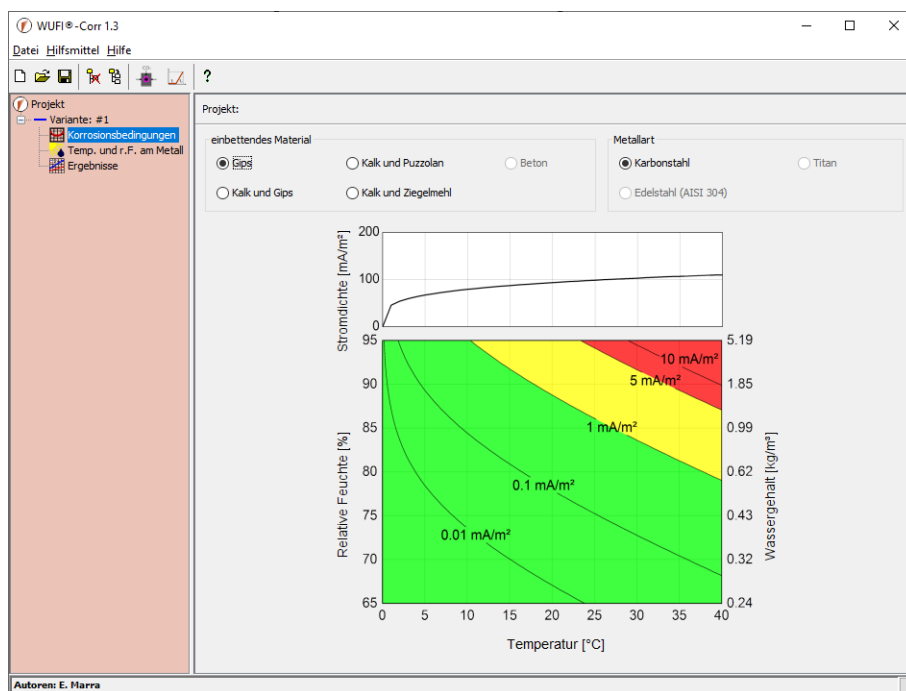


Abb. 5.3.73: Stufe III: Temperatur- und feuchteabhängige Korrosionskarte als Grundlage für die instationäre Prognose.

Wie bereits beschrieben gilt eine Korrosionsstromdichte bis 1 mA/m^2 als vernachlässigbar gering und tolerierbar. Dieser Bereich ist dementsprechend in den Korrosionskarten grün hinterlegt (vgl. Abb. 5.3.73). Gelb hinterlegt ist der Bereich bis 5 mA/m^2 , höhere Werte sind rot. Sehr ähnlich sieht die Klassifizierung der Korrosionsstromdichte nach FIB (Fédération internationale du béton) aus – allerdings wird der grüne Bereich hier sogar bis 2 mA/m^2 erhöht und der Bereich zwischen 5 und 10 mA/m^2 noch nicht rot sondern „dunkelgelb“ mit mittlerer Korrosion beschrieben. Erst ab einer Korrosionsstromdichte von 10 mA/m^2 wird von starker Korrosion ausgegangen.

i_{corr} [mA/m ²]	Korrosionszustand
< 2	Keine Korrosion
2÷5	Geringe Korrosion
5÷10	Mittlere Korrosion
>10	Starke Korrosion

Abb. 5.3.74: Klassifizierungskriterium für die Korrosionsstromdichte der internationalen Vereinigung für Stahlbeton (FIB - Fédération internationale du béton).

Über das Faraday'sche Gesetz kann der Korrosionsstrom in einen Materialverlust umgerechnet werden. Dabei ergibt sich pro 1 mA/m² (mittlerer Korrosionsstrom) auf das Jahr umgerechnet ein Korrosionsabtrag von 1,17 µm/ Jahr. Dies bedeutet, dass sich auch am Rand des grünen Bereichs ein kontinuierlicher Materialverlust bzw. eine steigende Eindringtiefe der Korrosion in das Metall errechnet. Nach der obigen Definition mit der Grenze für den grünen Bereich bei 1 mA/m² würden sich demnach nach einer typischen Standzeit 25 Jahren mit konstanten Bedingungen mit dieser Korrosionsstromdichte 30 µm (0,03 mm) Eindringtiefe ergeben, mit der nach FIB knapp 60 µm (0,06 mm). Unter der Annahme, dass die für die Korrosionsraten typische Gebäudestandzeiten berücksichtigt wurden, können die berechneten Endwerte als absolute Grenzwerte für das Ampelsystem herangezogen werden. Die Annahme einer Standzeit von nur 25 Jahren ist dabei relativ kurz – erst recht, wenn es um denkmalgeschützte Gebäude geht, die vielleicht mehrere Jahrhunderte stehen. Das so gewählte Kriterium ist damit vorsichtig gewählt und liegt dementsprechend weit auf der sicheren Seite. Auch die Wahl der Grenze zu „Gelb“ bereits bei 1 mA/m² und zu „Rot“ bei 5 mA/m² ist gegenüber der FIB Klassifizierung sehr vorsichtig. Dementsprechend ergibt sich die Bewertung nach Tabelle 5.3.12.

Tabelle 5.3.12: Vorschlag für eine Ampelkriterium zur Bewertung des Korrosionsrisikos.

Ampel	i_{corr} [mA/m ²]	Absoluter Abtrag / Eindringtiefe [µm] nach 25 Jahren
Grün	≤ 1	≤ 30 µm
Gelb	≤ 5	≤ 150 µm
Rot	> 5	> 150 µm

Diese Grenzen sind bewusst vorsichtig gewählt, um auf dieser Basis weitere Erfahrungen zu sammeln. Nach aktuellem Kenntnisstand könnten die Grenzwerte auf Basis der Definition der FIB auch um den Faktor 2 auf 60 bzw. 300 µm angehoben werden. Wenn sich die aktuellen Werte in der Praxis als zu vorsichtig herausstellen, wäre hier also noch Spielraum nach oben.

5.3.5 Mögliche Beeinflussung der Korrosion durch Schutzmaßnahmen

Anhand von rechnerischen Untersuchungen an einer exemplarischen Bestandskonstruktion werden im Folgenden die Auswirkung verschiedener ggf. auch nachträglicher Schutzmaßnahmen auf die Korrosion überprüft.

Als exemplarische Konstruktion wird eine zweischalige Betonkonstruktion mit Zwischendämmung (siehe Abb. 5.3.75) am Standort Holzkirchen mit Westorientierung betrachtet. Es wird davon ausgegangen, dass es sich um eine Bestandskonstruktion handelt. Entsprechend wird für die Untersuchungen vom eingeschwungenem Zustand ausgegangen.

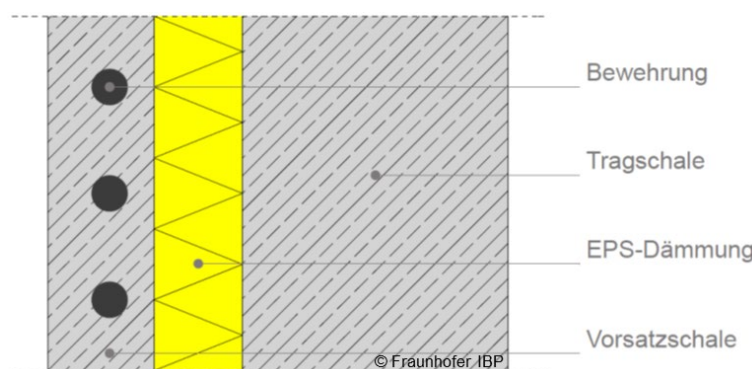


Abb. 5.3.75: Bestandsvariante: Zweischalige Betonwand.

Im ersten Schritt wird für das Korrosionsrisiko der Bestandskonstruktion entsprechend dem in Kapitel 5.3.4 beschriebenen dreistufigem Bewertungsverfahren betrachtet. Für die Grenzwertbetrachtung in Stufe 1 kann das Feuchteprofil in Abb. 5.3.76 herangezogen werden. Hier zeigt sich, dass in der gesamten innenliegenden Betonschicht die Feuchte unter 80 % r.F. liegt. In dieser Schicht kann es nicht zu Korrosion kommen. In der äußeren, berechneten Betonschale und vor allem auch in der Bewehrungsebene, liegt die Feuchte dauerhaft über 80 % r.F., somit ist hier Korrosion zu erwarten.

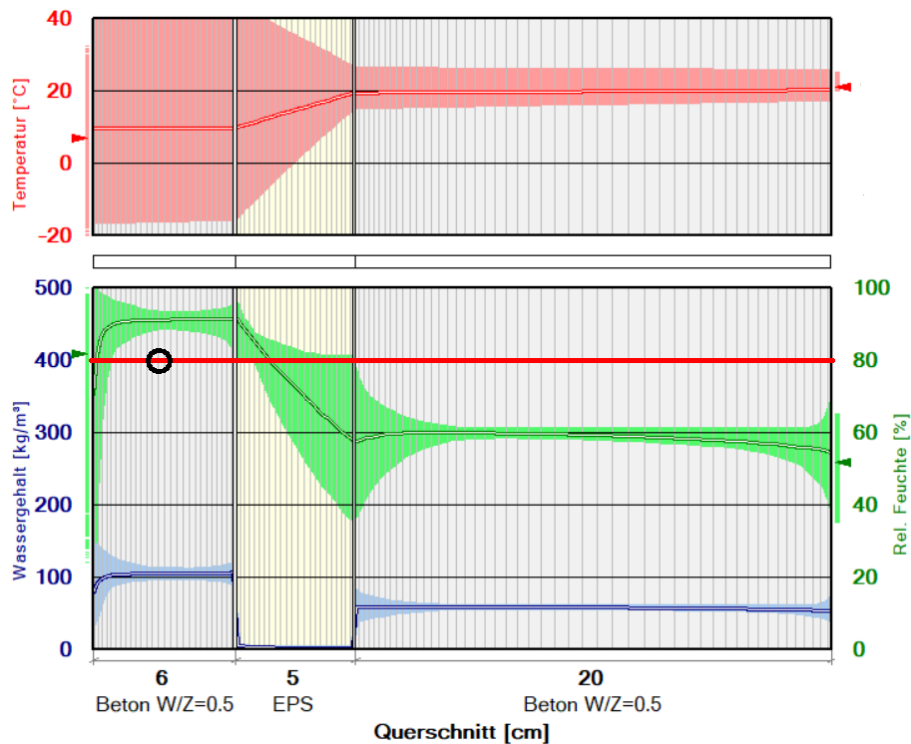


Abb. 5.3.76: Zweischalige Betonwand, Profile der Temperatur (rot), relativen Feuchte (grün) und des Wassergehalts (blau) über den Berechnungszeitraum. Die Linien stellen die Mittelwerte und die farbigen Bereiche die Bandbreite über den berechneten Zeitraum dar. Der Grenzwert von 80 % r.F. ist als rote Linie eingezeichnet. Die Bewehrungsebene ist durch einen schwarzen Kreis gekennzeichnet.

Für Stufe 2 wird eine Darstellung der relativen Feuchte über der Temperatur in der Bewehrungsebene entsprechend Abb. 5.3.77 bewertet. Hier wird für jeden Berechnungszeitschritt die relative Feuchte über der Temperatur dargestellt. Ein großer Teil der Zeitpunkte liegt über der Grenzkurve, so dass auch hier bei karbonatisiertem Beton mit Korrosion zu rechnen ist.

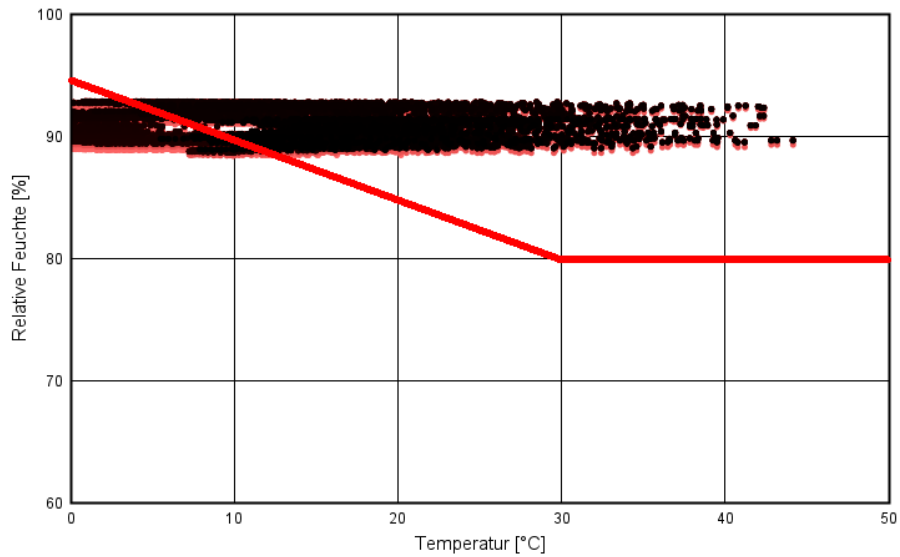


Abb. 5.3.77: Temperatur- und Feuchteverhältnisse in der Bewehrungsebene über den Berechnungszeitraum. Die Grenzkurve für Korrosion nach Stufe 2 ist als rote Linie dargestellt.

Eine instationäre Auswertung des Korrosionsfortschritts ist mit Stufe 3 möglich. Hier werden die in Abb. 5.3.77 dargestellten Werte mit dem Postprozessor WUFI® Corr bewertet. Zur Bewertung wird die Korrosionskarte für Kalk und Puzzolan herangezogen, die sich in Kapitel 5.3.2 als gut geeignet für die Bewertung des Betons „IBP w/c 0,5“ herausgestellt hat.

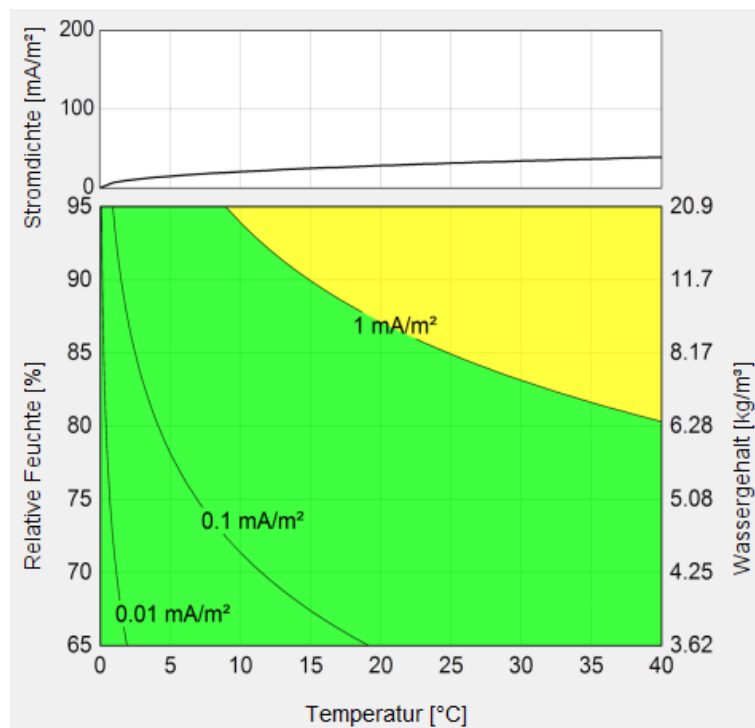


Abb. 5.3.78: Korrosionskarte für Kalk-Puzzolan für die Bewertung des Betons.

Für den hier betrachteten Fall der Bestandswand kommt es vor allem im Sommer zu Korrosionsströmen über 1 mA/m^2 (siehe Abb. 5.3.79) und zu einem Korrosionsabtrag von knapp

14 μm über 10 Jahre (siehe Abb. 5.3.80), was einer jährlichen Korrosionsrate von 1,4 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ entspricht. Nach 25 Jahren würden sich hier ca. 35 μm ergeben, was nach dem in Kapitel 5.3.4 vorgestelltem Ampelschema im gelben Bereich eingeordnet ist. Im Winter, wenn das Wasser in den Poren (Elektrolyt) gefroren ist, kommt die Korrosion zum Erliegen.

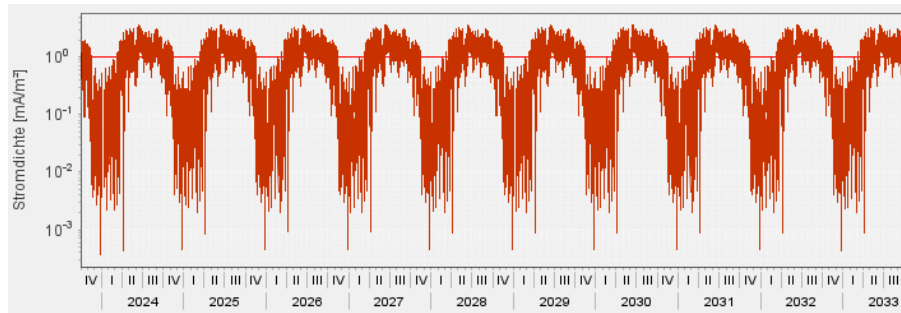


Abb. 5.3.79: Stufe 3: Verlauf des Korrosionsstroms in der Bewehrungsebene.

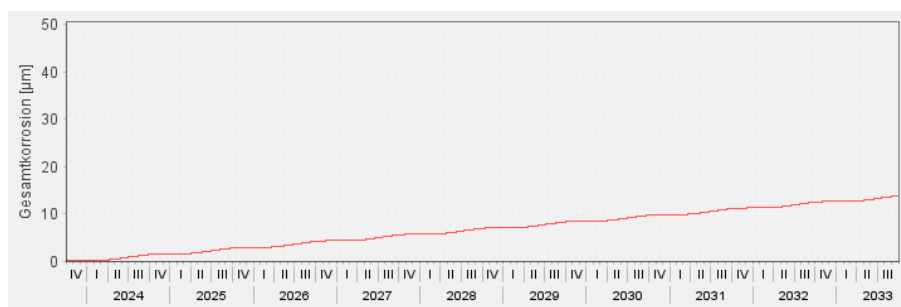


Abb. 5.3.80: Stufe 3: Aufsummierter Korrosionsabtrag über einen Zeitraum von 10 Jahren.

Die Bestandskonstruktion mit einem prognostiziertem Korrosionsabtrag (Reduktion des Querschnitts) von ca. 14 μm über einen Zeitraum von 10 Jahren wird im zweiten Schritt mit verschiedenen Maßnahmen betrachtet und deren Auswirkung auf die Konstruktion bewertet.

Hierbei wird bei den Vergleichen davon ausgegangen, dass zum Berechnungsstart der Beton bereits bis zur Bewehrung karbonatisiert ist und somit die Korrosion sofort beginnt, wenn sich geeignete hygrothermische Bedingungen einstellen.

5.3.5.1 Regendichter Anstrich

Da der Wassergehalt in der Vorsatzschale maßgeblich von der Regenwasseraufnahme beeinflusst wird, wird die Wirkung eines wasserabweisenden Anstrichs (ohne Regenwasseraufnahme) auf der Außenoberfläche untersucht. Hierzu werden exemplarisch eine Fassadenfarbe mit einem s_d -Wert von 0,3 m und eine PE-Beschichtung mit einem s_d -Wert von 9 m betrachtet.

Als Anfangsbedingungen werden hier Bedingungen der Bestandsvariante im eingeschwungenen Zustand angesetzt. Für die äußere Betonschale beträgt der Anfangswassergehalt 97,8 kg/m^3 . Die

Farbe des Anstrichs wird entsprechend der Betonoberfläche mit einem kurzwelligen Absorptionskoeffizienten von 0,5 angenommen.

Anhand des Wassergehalts der Vorsatzschale in Abb. 5.3.81 ist zu erkennen, dass die gestrichenen Varianten (dunkelrot und violett) im Vergleich zur Bestandsvariante (blau) langsam trocknen. Die Peaks in dem Verlauf der Bestandsvariante sind auf die Aufnahme von Regen zurückzuführen, die durch den Anstrich verhindert bei den anderen Varianten verhindert wird. Die Trocknung dauert mit größerem s_d -Wert länger.

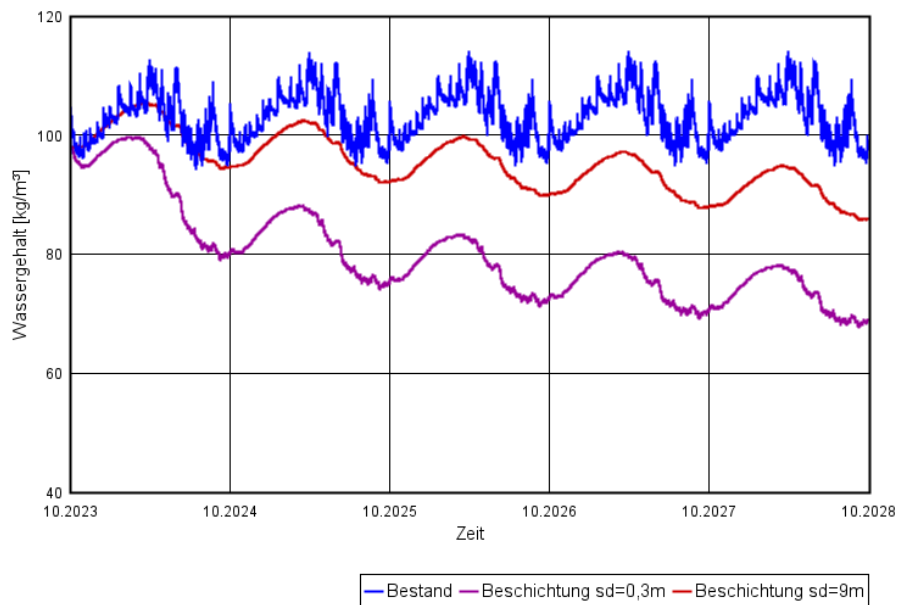


Abb. 5.3.81: Wassergehaltsentwicklung in der Vorsatzschale ohne und mit Beschichtung.

Anhand des Verlaufs der relativen Feuchte in Abb. 5.3.82 ist zu erkennen, dass die Wand mit dem relativ diffusionsoffenen Anstrich (s_d -Wert 0,3 m) nach zwei Jahren im Bereich der Bewehrung unter den kritischen Feuchtegehalt bei 80 % r.F. trocknen kann und somit die Korrosion zum Erliegen kommt, während die Feuchte in der Bestandsvariante auf dem zu hohen Niveau verbleibt. Mit höherem Diffusionswiderstand des Anstrichs sinkt die Trocknungsgeschwindigkeit, so dass bei der Variante mit der 9 m-Beschichtung zwar kein Regenwasser dazukommen kann, aber die Bedingungen nach den betrachteten 5 Jahren immer noch zur Korrosion führen können.

Dieses Verhalten zeigt sich auch in der Korrosionsbewertung nach Stufe 2 – bei dem Anstrich mit s_d -Wert 0,3 m (siehe Abb. 5.3.83) liegen nur die anfänglichen Werte (hellrot) über der Grenzkurve, die späteren liegen unterhalb. Bei der Beschichtung mit einem s_d -Wert von 9 m (siehe Abb. 5.3.84) wird die Grenzkurve immer wieder zu warmen Zeitpunkten überschritten.

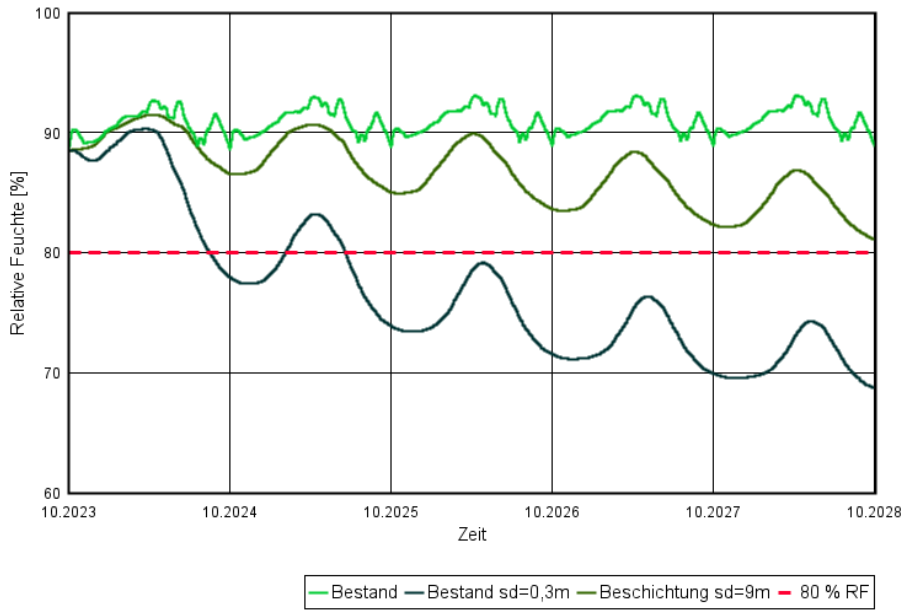


Abb. 5.3.82: Relative Feuchte in der Bewehrungsebene der Vorsatzschale ohne und mit Beschichtung.

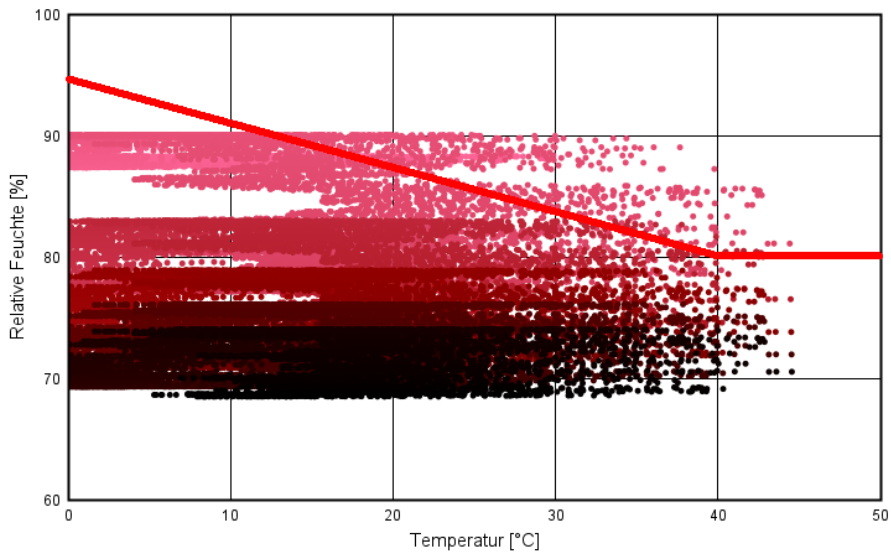


Abb. 5.3.83: Korrosionsbewertung Stufe 2 – Vorsatzschale mit Anstrich s_d -Wert 0,3 m. Zeitlicher Farbverlauf über 5 Jahre, Anfang hellrot, Ende schwarz.

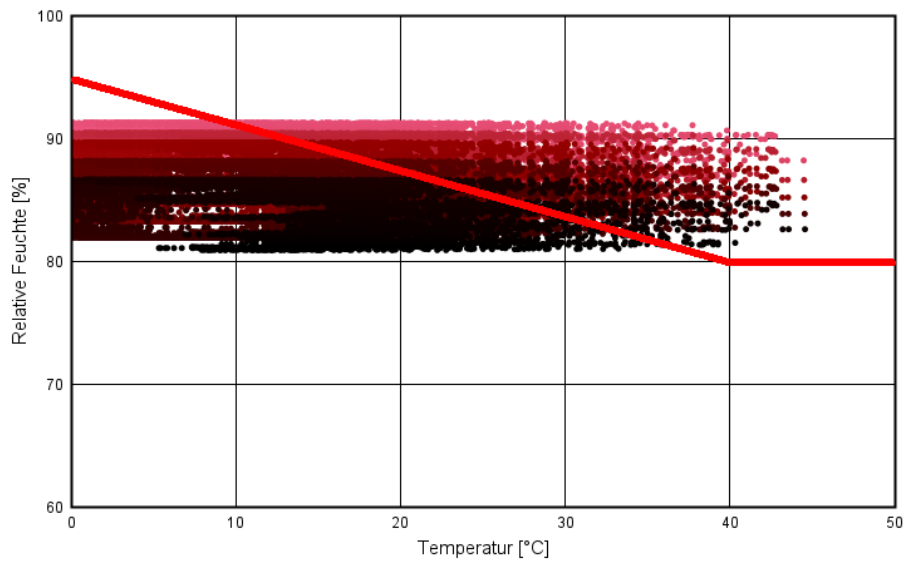


Abb. 5.3.84: Korrosionsbewertung Stufe 2 – Vorsatzschale mit Anstrich s_d -Wert 9 m. Zeitlicher Farbverlauf über 5 Jahre, Anfang hellrot, Ende schwarz.

Die Bewertung nach Stufe 3, bei der sich für die Bestandsvariante ausgehend von Abb. 5.3.80 eine Eindringtiefe der Korrosion von ca. $7\ \mu\text{m}$ nach 5 Jahren ergeben würde, liegt der Wert für die Variante mit Anstrich mit s_d -Wert 0,3 m (siehe Abb. 5.3.85) für die fünf Jahre nach Aufbringen nur noch bei einer Eindringtiefe von ca. $1,9\ \mu\text{m}$ (entspricht ca. $9,5\ \mu\text{m}$ nach 25 Jahren, Ampel grün). Im Vergleich dazu schreitet die Korrosion in der Variante mit Beschichtung mit s_d -Wert 9 m (siehe Abb. 5.3.86) noch langsam voran, so dass fünf Jahre nach Aufbringen eine Eindringtiefe von ca. $4,5\ \mu\text{m}$ (entspricht ca. $22,5\ \mu\text{m}$ nach 25 Jahren, Ampel grün) prognostiziert wird. Die Bestandsvariante ergibt über diesen Zeitraum einen Korrosionsabtrag von ca. $7\ \mu\text{m}$ (entspricht ca. $35\ \mu\text{m}$ nach 25 Jahren, Ampel gelb).

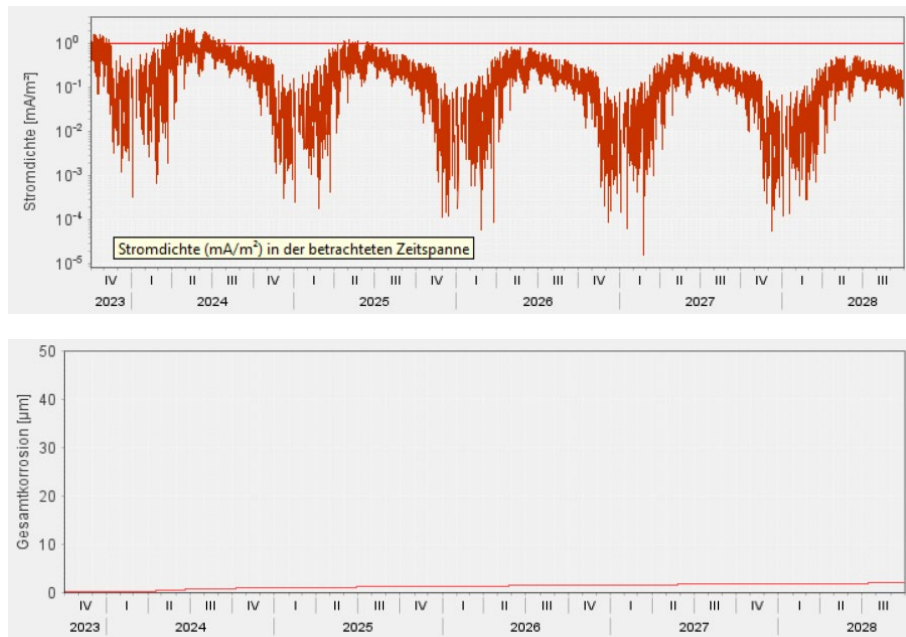


Abb. 5.3.85: Korrosionsbewertung Stufe 3 – Vorsatzschale mit Anstrich s_d -Wert 0,3 m. Oben: Stromdichte, unten: Aufsummierte Korrosionseindringtiefe.

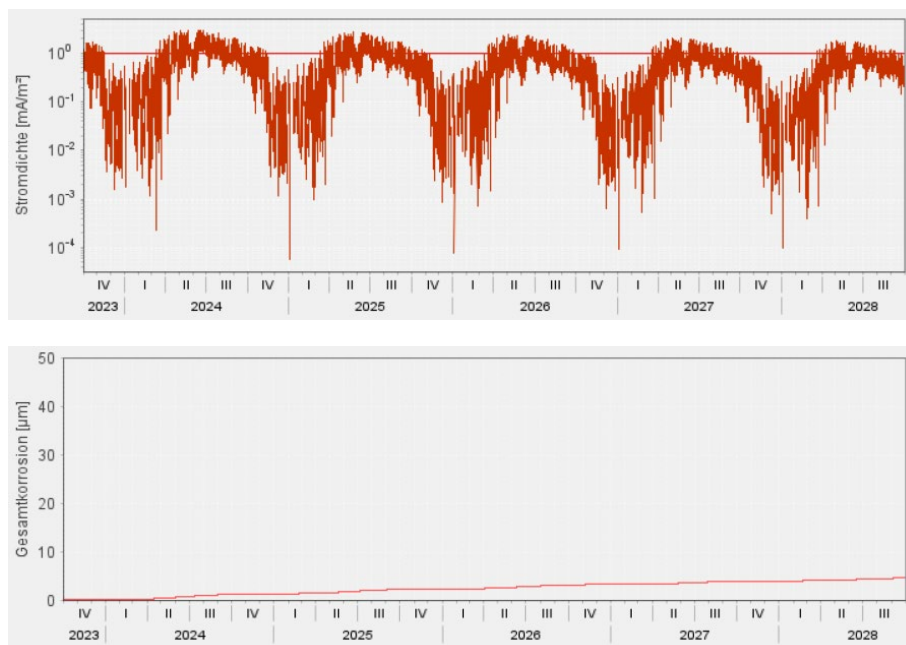


Abb. 5.3.86: Korrosionsbewertung Stufe 3 – Vorsatzschale mit Anstrich s_d -Wert 9 m. Oben: Stromdichte, unten: Aufsummierte Korrosionseindringtiefe.

Dies zeigt, dass die Korrosion in karbonatisiertem Beton durch einen diffusionsoffenen Regenschutz-Anstrich bzw. durch eine geeignete Regenschutz-Beschichtung deutlich gebremst bzw. zum Erliegen gebracht werden kann.

5.3.5.2 Zusätzliche Dämmschicht

Im nächsten Schritt wird nicht nur der Regen vom Beton abgehalten, sondern auch eine zusätzliche Dämmschicht in Form eines Wärmedämmverbundsystems (WDVS) aufgebracht. Das WDVS bietet selbst einen hervorragenden Regenschutz im Regelquerschnitt, da sowohl die Putze entsprechende Anforderungen erfüllen als auch die Dämmschicht in beiden Varianten eine kapillARBrechende Wirkung haben, also der Regen nicht kapillar vom Putz zum Untergrund weitergeleitet werden kann. Es werden zwei Systeme verglichen, die jeweils den gleichen U-Wert aufweisen. Variante 1 mit 8 cm Mineralfaserdämmung WLG 032 und Variante 2 mit 12 cm EPS-Dämmung WLG 040. Die Konstruktion ist schematisch in Abb. 5.3.87 dargestellt.

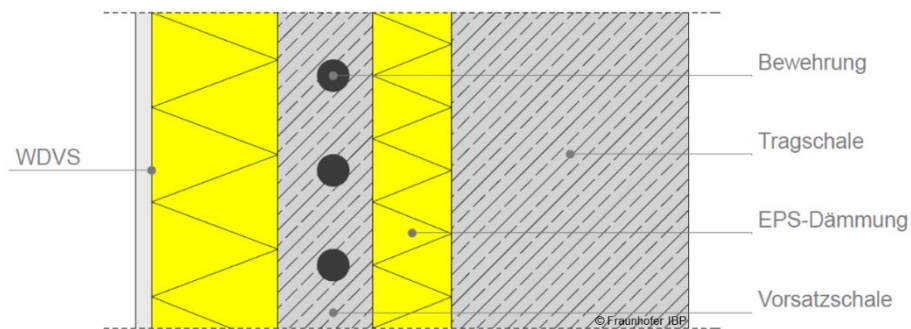


Abb. 5.3.87: Bestandsvariante zweischalige Betonwand mit WDVS.

Der Verlauf des Wassergehalts in Abb. 5.3.88 zeigt, dass beide Varianten mit WDVS (grün und violett) im Vergleich zur Bestandsvariante (blau) austrocknen können. Dieses Verhalten zeigt sich auch in den Verläufen der relativen Feuchte in Abb. 5.3.89. Die Vorsatzschale kann hier, wiederum abhängig vom Diffusionswiderstand des jeweiligen Dämmstoffes verscheiden schnell trocken. Die Mineralfaserdämmung ist diffusionsoffen und weist daher eine schnellere Trocknung auf. In diesem Diagramm kann die Bewertung nach Stufe 1 durchgeführt werden. Bei dem WDVS aus Mineralfaserdämmung wird der Grenzwert nach etwa einem halben Jahr unterschritten, bei dem System mit EPS-Dämmung nach einem Jahr.

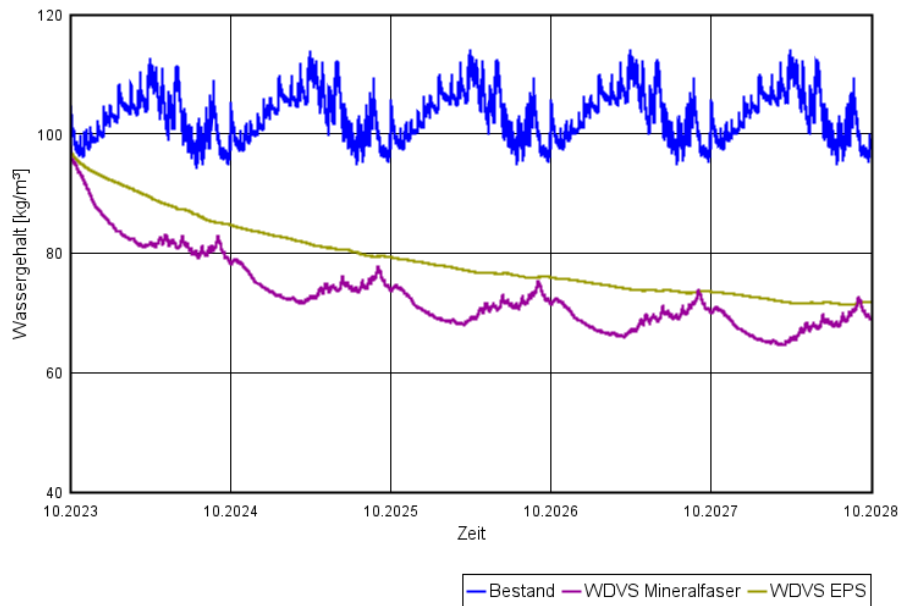


Abb. 5.3.88: Wassergehaltsentwicklung in der Vorsatzschale ohne und mit WDVS.

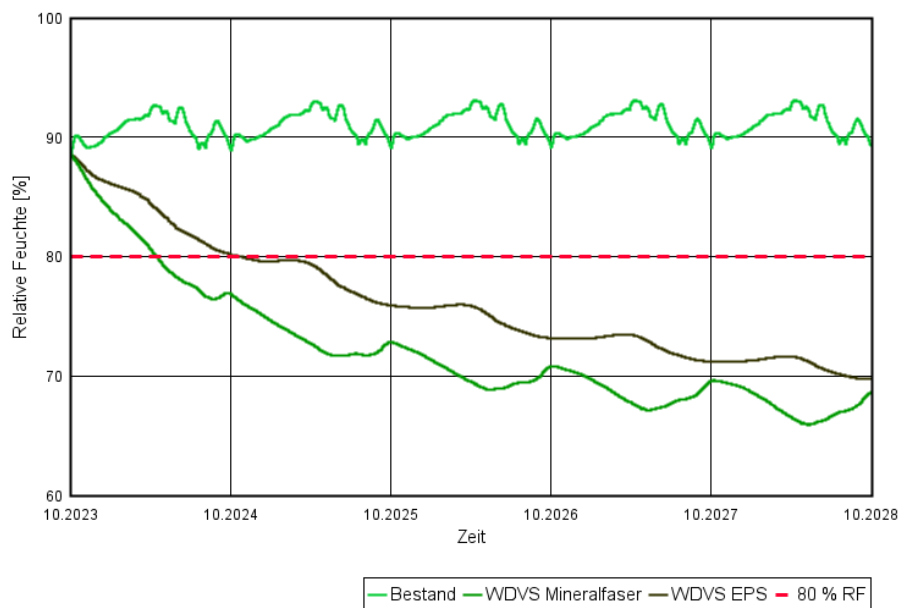


Abb. 5.3.89: Relative Feuchte in der Bewehrungsebene der Vorsatzschale ohne und mit WDVS.

Die temperatur- und feuchteabhängige Korrosionsbewertung nach Stufe 2, die hier gar nicht mehr erforderlich wäre, aber der Vollständigkeit halber trotzdem durchgeführt wird, zeigt für beide Varianten in Abb. 5.3.90 und Abb. 5.3.91, dass es nur am Anfang des betrachteten Zeitraums (hellrot) zu einer Überschreitung der Grenzkurve kommt. Danach liegen alle Wert unterhalb der der Grenzkurve.

Die weitere Auswertung der Ergebnisse nach Stufe 3 zeigt für die Variante mit Mineralfaserdämmung (siehe Abb. 5.3.92) über den betrachteten Zeitraum einen prognostizierten

Korrosionsabtrag von ca. 1,8 μm (entspricht ca. 9 μm nach 25 Jahren, Ampel grün), bei der Variante mit EPS-Dämmung (Abb. 5.3.93) beträgt der Abtrag ca. 2,8 μm (entspricht ca. 14 μm nach 25 Jahren, Ampel grün). Im Vergleich würde die Bestandsvariante über diesen Zeitraum einen Korrosionsabtrag von ca. 7 μm erreichen (entspricht ca. 35 μm nach 25 Jahren, Ampel gelb).

Dies zeigt, dass die Korrosion in der Vorsatzschale durch das Aufbringen eines WDVS unterbunden werden kann.

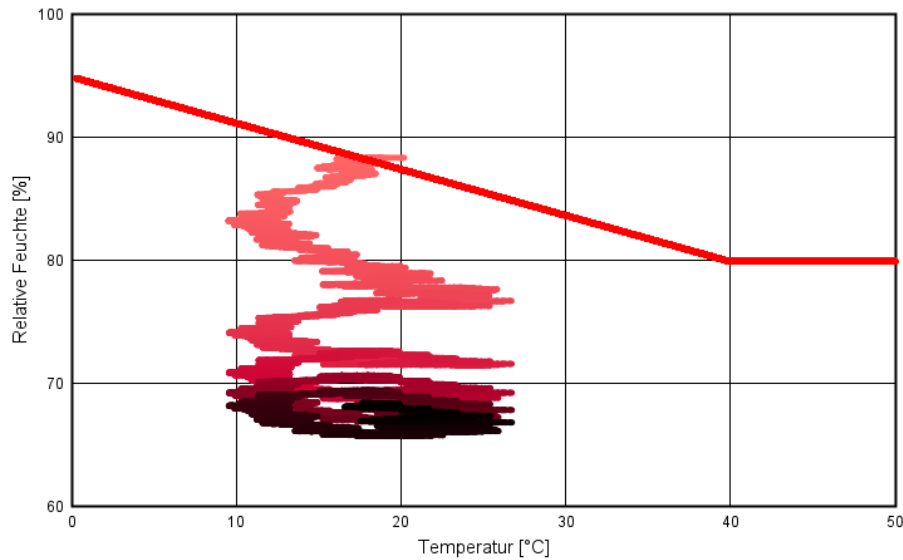


Abb. 5.3.90: Korrosionsbewertung Stufe 2 – Vorsatzschale mit WDVS aus Mineralfaserdämmung. Zeitlicher Farbverlauf über 5 Jahre, Anfang hellrot, Ende schwarz.

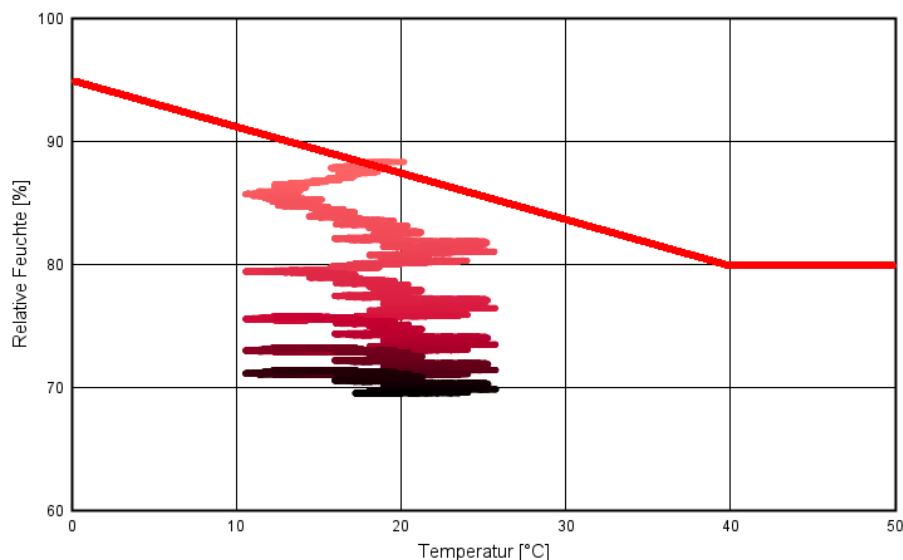


Abb. 5.3.91: Korrosionsbewertung Stufe 2 – Vorsatzschale mit WDVS aus EPS-Dämmung. Zeitlicher Farbverlauf über 5 Jahre, Anfang hellrot, Ende schwarz.

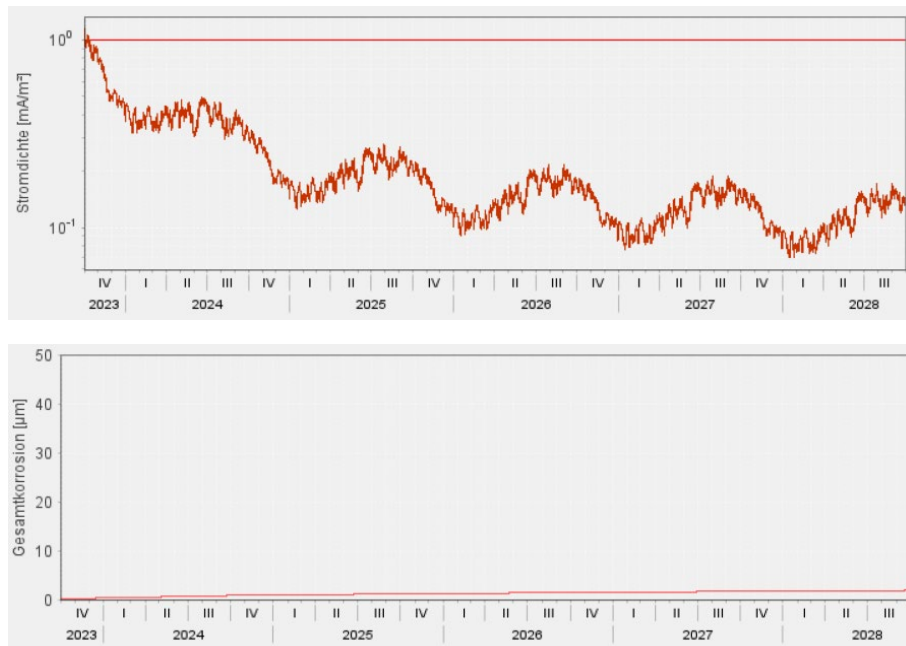


Abb. 5.3.92: Korrosionsbewertung Stufe 3 – Vorsatzschale mit WDVS aus Mineralfaserdämmung. Oben: Stromdichte, unten: Aufsummierte Korrosionseindringtiefe.

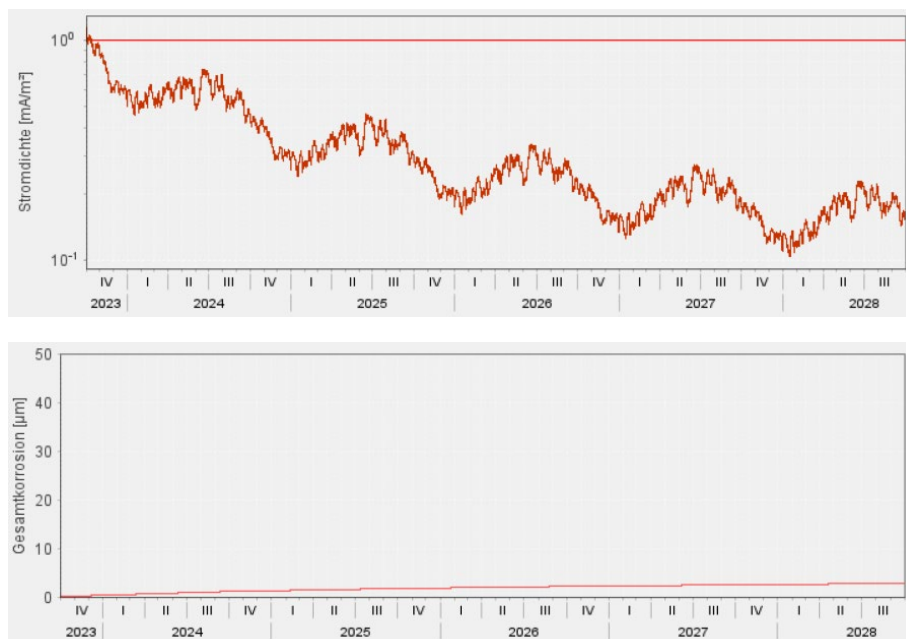


Abb. 5.3.93: Korrosionsbewertung Stufe 3 – Vorsatzschale mit WDVS aus EPS-Dämmung. Oben: Stromdichte, unten: Aufsummierte Korrosionseindringtiefe.

5.3.5.3 Beurteilung der Maßnahmen / Fazit

In beiden vorangehend beschriebenen Maßnahmen wird das Eindringen von Niederschlagswasser verhindert. Dadurch bleibt die Deckschicht der Bewehrung trockener. In der Variante mit WDVS wird zusätzlich noch das Trocknungspotential des Betons erhöht, indem dieser durch die

zusätzliche Dämmung wärmer bleibt und besser trocknen kann. Beide Maßnahmen führen zu einer geringeren Feuchte in der Bewehrungsebene und somit einem „Entzug“ des zum Korrosionsvorgang benötigten Elektrolyten und sind somit geeignet, den Korrosionsfortschritt zu stoppen.

Daraus ergibt sich eine banale Lösung, die Korrosion im Bauteil zu stoppen. Wenn es gelingt, die Feuchte im Beton dauerhaft unter 80 % r.F. zu senken, kommt die Korrosion zum Erliegen.

5.3.6 Zusammenfassung

Ziel des Arbeitspakets war es, den bisher verfügbaren Entwurf des instationären Prognosemodells zur Ermittlung von Korrosionsstart und -fortschritt WUFI® Corr auf Basis der hygrothermischen Verhältnisse in verschiedenen mineralischen Umgebungsmaterialien in eine für die Planungspraxis geeignete Form zu überführen, für reale Klimaeinflüsse zu validieren, ein einfaches Ampelschema als Unterstützung bei der Bewertung zu entwickeln sowie die Einbettungsmaterialien zu klassifizieren und vor allem in Hinblick auf karbonatisierten Beton zu erweitern. Betonkorrosion überwiegt in der Anwendungspraxis deutlich gegenüber der Denkmalschutzthematik, auf die das Modell bisher fokussiert war.

Die umfassende Literaturstudie zeigt die verschiedenen Zusammenhänge und Einflussfaktoren, die für Korrosion in mineralischen Materialien, Mörtel und Beton maßgeblich sind. Geeignete Temperaturen und erhöhte Feuchte (und die Porosität für Feuchtespeicherung und -transport) sind dabei die planbaren und beeinflussbaren Grundvoraussetzungen, damit Korrosion in diesen Umgebungsmaterialien überhaupt stattfinden kann. Höhere Temperaturen und höhere Feuchten beschleunigen die Korrosion im Allgemeinen – erst jenseits von 40 °C kann ein weiterer Temperaturanstieg wieder zu einer Reduktion der Korrosionsgeschwindigkeit beitragen – dies ist für die Praxis allerdings nur bedingt relevant, da diese Temperaturen in Kombination von relativen Feuchten deutlich über 80 % r.F. kaum und wenn, dann nur sehr kurzfristig auftreten. Bei Betonen und Mörteln haben zudem die Wasserzementwerte sowie der pH-Wert einen großen Einfluss. Allgemein spielt die Korrosivität des Umgebungsmaterial eine wichtige Rolle. Alle diese Faktoren können in dem instationären Prognosemodell berücksichtigt werden. Hinsichtlich der Temperatur wird die mögliche Reduktion der Korrosionsgeschwindigkeit im höheren Temperaturbereich auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

Das Korrosionsmodell konnte für die Anwendung in karbonatisierten Konstruktionsbeton erweitert und diese Erweiterung anhand von zwei gut dokumentierten Beispielen validiert werden. Dabei wurde deutlich, dass für die Beurteilung ein geeignetes Materialmodell für den Beton essenziell ist. Vor allem der Flüssigtransport, der das aufgenommene Regenwasser von der Oberfläche bis in den Bereich der Bewehrung leitet, muss in geeigneter Weise berücksichtigt werden. Mit Materialdaten, die vereinfacht den Flüssigtransport vernachlässigen, da dieser normalerweise im Kernbereich des Betons sowieso zum Erliegen kommt und dementsprechend für den effektiven Feuchtedurchgang durch die Materialschicht weitgehend irrelevant bleibt, ist

keine sinnvolle Beurteilung des Korrosionsrisikos möglich. Für die untersuchten und gut dokumentierten Freibewitterungsfälle mit einseitigem Feuchteintrag und Bewehrung in einem Bereich, in dem noch Flüssigtransport stattfindet, ist eine gute Nachberechnung der hygrothermischen Verhältnisse und eine recht präzise Vorhersage des messtechnisch erfassten Korrosionsfortschritts möglich. Geeignete Datensätze, die den Flüssigtransport von Beton im gerissenen und ungerissenen Zustand abbilden, liegen vor. Künftig sollte jedoch für diese Fragestellungen ein verfeinertes Materialmodell für Beton angestrebt werden, das die verschiedenen Feuchtetransportmechanismen in den unterschiedlichen Bereichen von Betonbauteilen noch besser widerspiegelt.

Auf Basis der in der Praxis üblicherweise akzeptierten Korrosionsbedingungen wurde ein Ampelschema für die Prognoseergebnisse entworfen, das die Bewertung durch die Planer in der Praxis unterstützt und erleichtert. Dabei werden Standzeiten von etwa 25 Jahren berücksichtigt. Wenn längere Zeiträume angestrebt werden – wie z.B. 50 Jahre im Sinne einer besseren Nachhaltigkeit oder auch nochmals deutlich längere Zeiträume im Fall von denkmalgeschützten Gebäuden, ist entsprechend vorsichtiger zu agieren – ggf. sind die allgemein akzeptierten geringfügigen Korrosionsströme, die auch langfristig nicht zu Materialverlust führen, bei der Bewertung der Ergebnisse auch in Form einer steigenden Grenzkurve zu kompensieren.

Im letzten Abschnitt konnte gezeigt werden, mit welchen Maßnahmen beginnende Korrosion in Bauteilen im Zuge einer Sanierung gestoppt oder eingedämmt werden kann. Hier sind vor allem Regenschutzmaßnahmen (Anstriche, Hydrophobierungen, Beschichtungen) zu nennen, mit denen das Feuchteniveau im Bewehrungsbereich auf ein unkritisches Niveau abgesenkt werden kann. Begleitend oder alternativ kommen auch Außendämmsysteme in Frage, die zum einen eine implizite Regenschutzwirkung aufweisen, zum anderen aber die maßgebliche relative Feuchte an der Position der Bewehrung durch die Anhebung der Temperaturverhältnisse senken können. Warme Schichten werden automatisch auch trockener. In den gezeigten Beispielen konnte durch die Maßnahmen das Korrosionsrisiko jeweils deutlich gesenkt bzw. auf ein unkritisches Niveau beschränkt werden.

Der Postprozessor WUFI® Corr wird auf Basis der Projektergebnisse erweitert und aktualisiert und steht demnächst zur Verfügung. Die aktuelle Auslegung erscheint auf Basis der eigenen Untersuchungen und der Validierungen anhand der Literatur belastbar, so dass künftig eine breitere Anwendung in der Praxis auch bei karbonatisiertem Beton möglich ist.

5.4 Schädigung und Festigkeitsverlust von Holz und Holzwerkstoffen (IBP)

Holz- und Holzwerkstoffe sind biologische Materialien, die bei „günstigen“ Temperatur- und Feuchtigkeitsbedingungen einem natürlichen Verfall unterliegen. Daher ist es wichtig, solche Materialien nur hygrothermischen Bedingungen auszusetzen, die ein Keimen und Wachsen von Fäulnispilzen verhindert. Solche Bedingungen sollen über verschiedene Grenzwerte bei der feuchtetechnischen Bemessung sichergestellt werden. Im Rahmen des Projekts soll ein instationäres Prognosemodell erstellt werden, das den Masseabbau von Holz in Abhängigkeit von der Feuchte und Temperatur sowie deren Einwirkdauer auf das Material berechnen kann.

5.4.1 Ausgangssituation

5.4.1.1 Stationäre Bewertungskriterien

Ein allgemeiner, aber eher vorsichtiger und konservativer Grenzwert für die Massivholzfeuchte ist der Grenzwert von 20 Masse-% nach DIN 68800-2 (2012). Dieser Grenzwert enthält allerdings eine hohe Sicherheit, da Fäulnis erst bei Feuchtegehalten oberhalb der Fasersättigung von etwa 27 bis 30 M.-% auftritt. Außerdem laufen biologische Prozesse wie der Zerfall nur dann mit einer relevanten Geschwindigkeit ab, wenn auch die Temperaturen auf einem für das Pilzwachstum günstigen Niveau liegen. Das WTA-Merkblatt 6-8 (2016) zur Bewertung von Holzkonstruktionen hat daher vor einigen Jahren differenziertere Grenzwerte für Massivholz vorgestellt, die nicht vom Wassergehalt in M.-% abhängen, sondern von der relativen Luftfeuchte in den Poren des Baustoffs (Abb. 5.4.1). Die relative Porenluftfeuchte im Holz ist ein geeignetes Maß dafür, wie „leicht“ die Feuchtigkeit für die Pilze im Material verfügbar bzw. entnehmbar ist. Diese, immer noch vorsichtige Grenzwertkurve steigt temperaturabhängig von 86 % r.F. bei 30 °C bis auf 95 % r.F. bei 0 °C und basiert hauptsächlich auf den Untersuchungen von Viitanen und Kehl (vgl. Viitanen 1996; Viitanen et al. 2010; Kehl et al. 2012).

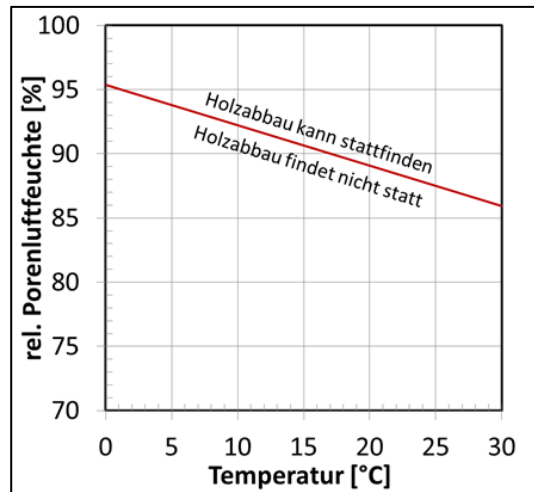


Abb. 5.4.1: Grenzkurve der rel. Porenluftfeuchte bezogen auf die Temperatur einer 10 mm dicken Holzschicht, die im Tagesmittel nicht überschritten werden darf (vgl. WTA 6-8 2016).

Bei Holzwerkstoffen beziehen sich die gültigen Grenzwerte oft nicht auf den Zerfallsbeginn, sondern auf die Festigkeitseigenschaften der Werkstoffe. Statisch relevante Holzwerkstoffe dürfen in der Regel einen Feuchtegehalt von 18 M.-% nicht überschreiten, um sicherzustellen, dass die Festigkeitseigenschaften auch wirklich der Deklaration entsprechen (vgl. DIN 68800-2 2012).

5.4.1.2 Instationäre Bewertungsmodelle

Die Grenzkurve nach WTA 6-8 ist allerdings ebenfalls ein stationäres Bewertungskriterium. Bei kurzfristigen Feuchtespitzen, die die Grenzwerte überschreiten, kann daher zum formalen Versagen eines Bauteils führen, obwohl dies in der Realität nicht zu Problemen führt. Für die Baupraxis stellen die Grenzwerte nach WTA 6-8 trotzdem einen großen Fortschritt dar und werden häufig herangezogen - ein Beispielfall ist in Abb. 5.4.2 dargestellt.

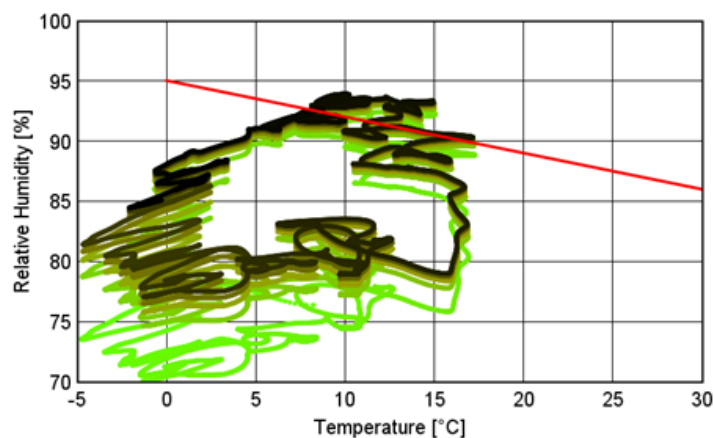


Abb. 5.4.2: Auswertung der instationären hygrothermischen Verhältnisse anhand der Grenzkurve nach WTA 6-8. Ein Beispiel als Auswertungsdarstellung mit WUFI® Graph. Die Tagesmittelwerte der Temperatur und relativen Porenluftfeuchte in 10 mm Schicht eines Holzmaterials werden punktuell geplottet. Die Farbe verläuft vom Start (grün) bis Ende (schwarz) des betrachteten Zeitraums.

Um Einwirkdauer der Verhältnisse adäquat bewerten zu können, entwickelt das Fraunhofer-IBP derzeit ein instationäres Holzfäulemodell, das die Lücke zwischen den temperaturabhängigen Langzeitgrenzwerten aus WTA und dem realen Verhalten soweit wie möglich schließen soll. Ein erster Schritt erfolgte im Rahmen eines früheren Projekts (vgl. IBP et al. 2016), in dem auf Basis von Laboruntersuchungen mit Detektion der CO₂-Konzentration als Maßstab für die Pilzaktivität und einer kritischen Bewertung der verfügbaren Literatur ein Grenzwertbereich für den Beginn von Holzfäule ermittelt wurde (blaue schraffiert in Abb. 5.4.3). Die untere blaue Linie repräsentiert dabei den sicheren Bereich, bis zu dem, belegt durch die neuen Versuche, keine Holzzerstörung oder erhöhte Pilzaktivität feststellbar war. Die niedrigsten Bedingungen, bei denen eine Erhöhung der CO₂-Konzentration beobachtet wurde, waren etwa 95 % r.F. – etwas stärker bei 24 °C sowie in etwas geringerer Intensität bei 10 °C. Die obere blaue Linie zeigt die Bedingungen, bei denen aus eigenen Untersuchungen oder aus der Literatur Materialabbau als belegt angesehen werden kann. Der Zwischenbereich konnte im Rahmen des Projekts nicht genauer geprüft werden, so dass er den Unsicherheitsbereich darstellt, innerhalb dessen die Holzfäule startet. In einem weiteren Projekt (vgl. Zirkelbach et al. 2023), das in Teilen parallel zu diesem Projekt lief, so dass Synergien optimal genutzt werden konnten, wurde zusammen mit Holzfaserdämmstoffen als Referenz auch Kiefer-Splintholz bei verschiedenen Randbedingungen (10 bis 30 °C, 97 % und 100 % r.F.) bezüglich Holzfäuleprozessen untersucht. Die Ergebnisse bestätigten sehr deutlich die Sicherheit der unteren blauen Grenzkurve aus Abb. 5.4.3.; sogar die obere blaue Kurve wäre auf dieser Basis noch vertretbar. Diese Basis kann also für das aktuelle Projekt als gesichert angesehen werden.

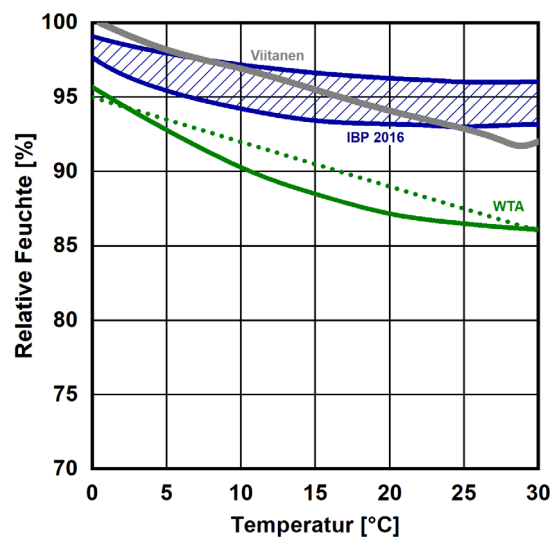


Abb. 5.4.3: Verschiedenen temperatur- und feuchteabhängige Grenzkurven für das Wachstum holzerstörender Pilze in Nadel-Splintholz (Zirkelbach et al. 2023)

Biohygrothermisches Prognosemodell WUFI® HzP

Für die Beurteilung von Schimmelpilzwachstum auf Bauteilinnenoberflächen wurde am Fraunhofer IBP vor gut 20 Jahren ein physikalisch-empirisches Modell Sedlbauer (2001) entwickelt, das die Auskeimung einer Pilzspore und die anschließende Entwicklung des Pilzmyzels in Abhängigkeit von Temperatur und Luftfeuchte, deren Einwirkungsdauer, sowie vom Nährstoffangebot des Oberflächenmaterials prognostiziert. Die Keimungs- und Wachstumsbedingungen beziehen sich dabei nicht auf eine einzelne Pilzart, sondern fassen die kritischen Wachstumsbedingungen typischer, auf Bauteiloberflächen isolierter Schimmelpilzspezies auf der sicheren Seite zusammen. Der erste Teil der Prognose bezieht sich auf die Aufnahme, Abgabe und Speicherung von Feuchte der Modellspore anhand des feuchtevariablen Diffusionswiderstands der Sporenwand und deren Feuchtespeicherfunktion bis zum Erreichen des temperaturabhängig kritischen Grenzwassergehalts, bei dem die Spore auskeimt. Die Parameter der Modellspore (Abb. 5.4.4 oben) wurden so ermittelt, dass die Keimungsdauer der verschiedenen Spezies rechnerisch abgebildet werden kann. Der Grenzwassergehalt wird für das jeweilige Nährstoffangebot aus den temperaturabhängig minimal erforderlichen relativen Feuchten aus den Laborversuchen abgeleitet (Abb. 5.4.4 unten). Nach erfolgter Keimung erfolgt ein Wechsel der Simulation auf den zweiten Teil mit Prognose des Myzelwachstums. D.h. sobald Keimung möglich war, geht das Modell vom Vorhandensein eines lebenden Myzels aus, das sich entsprechend weiterentwickeln kann.

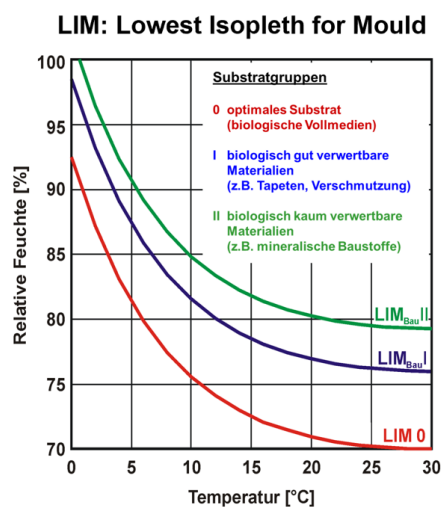
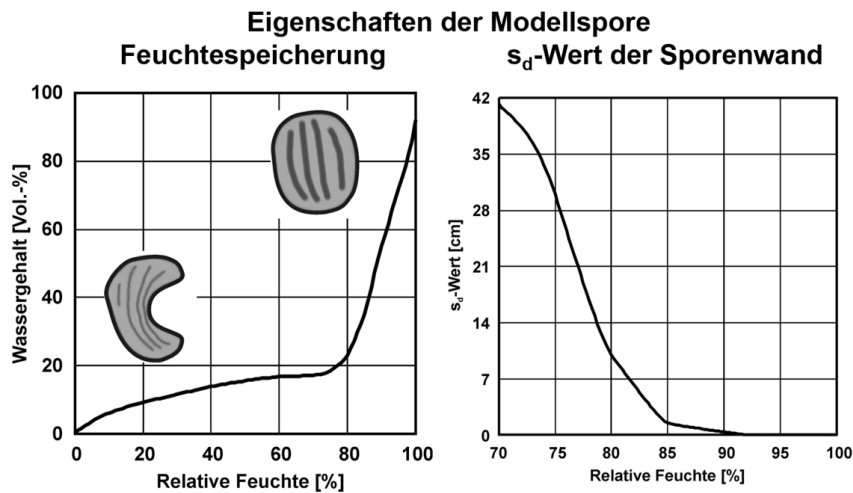


Abb. 5.4.4: Sorptionsisotherme (oben links) und Diffusionswiderstand der Sporenwand (oben rechts) der Modell-Pilzspore des Schimmelpilz-Prognosemodells WUFI® Bio. Die Grenzkurven „Lowest Isoleth for Mould“ für je nach Nährstoffangebot unterschiedlich anfällige Materialien (Klasse 0 für optimalen Nährboden und die Klassen Bau I und Bau II für biologisch verwertbare bzw. nicht verwertbare Baustoffe).

Wie bereits in IBP et al. (2016) gezeigt wurde, dass deutliche Analogien zwischen dem Wachstum von Schimmel- und Holzfäulepilzen bestehen, auch wenn die Holzfäulepilze zumindest bei höheren Temperaturen ein höheres Feuchteniveau benötigen als Schimmelpilze. Dementsprechend wurde das Modell WUFI® Bio als Grundlage für ein neues Modell zur Prognose des Wachstums holzerstörender Pilze WUFI® HzP herangezogen. Dazu wurde zunächst die zuvor beschriebene Grenzkurve für das Wachstum von Holzfäulepilzen in Massivholz herangezogen. Anders als bei Schimmelpilzen, findet das Wachstum der holzerstörenden Pilze innerhalb der Materialien statt und ist dementsprechend nicht direkt unter dem Mikroskop beobachtbar. Für die Detektion erster Wachstumsaktivitäten wurde daher in IBP et al. (2016), wie bereits oben beschrieben, die CO₂-Konzentration verwendet. Auch das anschließende Myzelwachstum lässt sich aus denselben Gründen nicht in gleicher Weise quantifizieren wie bei Schimmelpilzen. Stattdessen wird hierfür der messbare Masseverlust des Holzes herangezogen. Beide Effekte sind erst später beim

Wachstum der Holzfäulepilze als Auskeimung der Spore und Myzelwachstum beim Schimmel zu beobachten. Die ersten Aktivitäten entziehen sich der Beobachtung. Trotzdem verbleibt die prinzipielle Analogie. Die Verzögerung bis zur Etablierung des Pilzes im Material (Initiationsphase) und der anschließend einsetzende Materialabbau. Beides kann in folgender Systematik abgebildet werden.:

- 1) Diffusionswiderstand und Sorptionsisotherme der Spore bis zum Erreichen der kritischen Feuchte, bei der der Pilz im Material ausreichend etabliert ist.
- 2) Durch die anschließende Geschwindigkeit des Abbaus des Holzes.

Bisher stehen für das Modell WUFI®-HzP jedoch nur die oben beschriebenen Grenzkurven zur Verfügung. Die Initiationsphase und der Holzabbau bedürfen weiterer Untersuchungen, die im aktuellen Projekt vorgesehen sind.

Empirisches Prognosemodell nach Viitanen

Basierend auf zahlreichen Holzabbau-Untersuchungen wurde 1996 ein empirisch-mathematisches Prognosemodell für die Prognose v.a. des Beginns von Holzfäuleprozessen entwickelt (vgl. Viitanen 1996). In diesem Modell wird ebenfalls zunächst eine Initiationsphase berücksichtigt, in der abhängig von Temperatur, Feuchte und Einwirkdauer der „Aktivierungsgrad“ der Holzfäulepilze bei ansonsten optimalen Bedingungen von 0 bis 1 berechnet wird. Bei günstigen Bedingungen erhöht sich der Wert, bei ungünstigen sinkt er wieder ab. Sobald der Wert von 1 erreicht ist, sind Aktivierung und Initiationsphase abgeschlossen und der Pilz beginnt mit dem Materialabbau, der im Anschluss in M.-% berechnet wird, wobei letztere Werte auch vom Autor selbst eher als Orientierungswerte angegeben werden. Das Modell wird teilweise in Ergänzung zu der Literatur und den eigenen Untersuchungen sowie im Rahmen der Validierung herangezogen.

5.4.1.3 Offene Fragen / Ziele

Dementsprechend ergeben sich noch folgende Fragestellungen und Untersuchungsbedarfe, um den bisherigen Entwurf des Prognosemodells in ein praxistaugliches Werkzeug zu überführen.

- Untersuchung der Dauer, die für Auskeimung und Etablierung der Holzfäulepilze im Holz erforderlich ist, bevor diese mit dem Materialabbau beginnen können (Initiationsphase).
- Bei welchen Bedingungen sterben Holzfäulepilze ab, so dass in der Folge keine weitere Aktivität dieser Pilze möglich ist, bevor nicht eine erneute Initiationsphase abgeschlossen ist (Letalbedingungen).
- Bietet vorgeschädigtes Material bessere Wachstumsbedingungen für holzerstörende Pilze oder kann dieses genauso wie ungeschädigtes Material behandelt werden?
- Untersuchung der Auswirkungen einer Unterbrechung der Initiationsphase durch für Wachstum ungünstige Randbedingungen (Verzögerung, Beendigung der Initiation)
- Instationäre Untersuchung des Holzfäulefortschritts bei alternierenden (günstig – ungünstig) Bedingungen.

Die Versuche werden so konzeptioniert, dass die o.g. Punkte durch die neuen Laborversuche in geeigneter Weise geklärt werden können.

5.4.2 Methodik und Konzeptionierung der Versuche

Im Labor werden Holzprobekörper mit Holzfäulepilzen beimpft und bei verschiedenen konstanten und alternierenden hygrothermischen Randbedingungen exponiert, um die Dauer bis zum Start des Materialabbaus sowie die anschließende Abbaugeschwindigkeit so zu untersuchen, dass die zuvor genannten offenen Fragen möglichst umfassend geklärt und das zu erstellende Modell anhand dieser Versuche validiert werden kann.

5.4.2.1 Untersuchungsmethodik

Verwendete Holzproben und Pilzart

Als Holzprobekörper wird Kiefersplintholz (*pinus sylvestris*) in der Dimension von 30 x 30 x 10 [mm] verwendet. Das Holz ist nach DIN EN 350 (2012) als wenig bis mäßig dauerhaft (Dauerhaftigkeitsklasse 3-4) klassifiziert und repräsentiert damit im Baubereich vorkommende Qualitäten auf der kritischen Seite. Gegenüber Fichte hat Kiefer den Vorteil, dass das Splintholz durch die andere Farbgebung deutlich besser vom Kernholz zu unterscheiden ist. Aus den früheren Untersuchungen hat sich der Braune Kellerschwamm (*Coniophora puteana*) als gängige Norm-Prüfpilz erwiesen, der im Labor bei den niedrigsten hygrothermischen Bedingungen wachsen und die Materialien mit den höchsten Raten abbauen kann. Verwendet wird der Stamm *Coniophora puteana* (DSM 3085). Da die Holzproben nach der Entnahme zur Ermittlung der Masseverluste nicht wieder verwendbar sind, muss für jede Masseverlustmessung ein Probekörper vorgesehen werden (mit den finalen Szenarien ergeben sich 140 Probekörper).

Die Probekörper werden für die Aufnahme der beimpften Dübel mit 6 mm Durchmesser 8 mm tief vorgebohrt und im Anschluss das Trockengewicht bestimmt. Die Trocknung der Holzproben erfolgt über 48 Stunden im Trockenschrank bei 60 °C bei Belüftung mit vorgetrockneter Luft. Danach erfolgt die Sterilisierung durch Gamma-Strahlung. Die sterilisierten Proben werden in die Inkubationsboxen gelegt und vier Wochen lang bei 100 % r.F. und 25 °C im Klimaschrank vorkonditioniert. Zur Homogenisierung der Feuchteverhältnisse in den Boxen kleine Ventilatoren eingebaut, die während der Untersuchungsdauer permanent eine leichte Luftströmung erzeugen.

Beimpfung

Für die Beimpfung der Probekörper werden die Pilze zunächst auf Malzextrakt-Agar bis zur vollständigen Bewachung der Oberfläche mit Mycelien angezüchtet. Darauf werden die ca. 1 cm lange „Dübeln“ aus unbehandeltem Weichholz gelegt. Sie werden anschließend für vier Wochen inkubiert (Abb. 5.4.5 links). Dabei wird beachtet, dass die Dübel nicht in direkten Kontakt mit dem Agar kommen, da sonst zusätzliche Nährstoffe übertragen werden, die Wachstum und

Materialabbau auf unrealistische Weise beschleunigen könnten. Die inkubierten und überwachsenen Dübel werden zu Versuchsbeginn in die vorgebohrten Löcher der vorkonditionierten Probekörper übertragen (Abb. 5.4.5 rechts).

Konditionierung und Inkubation

Nach der Beimpfung kommen die Probekörper mit dem Gleichgewichtsfeuchtegehalt entsprechend der Vorkonditionierung bei 100 % r.F. von etwa 30 M.-% zurück in die Inkubationsboxen. Diese werden bei konstant 25 °C im Klimaschrank gelagert und die für die verschiedenen Szenarien (siehe Kapitel 5.4.3.1) erforderlichen Luftfeuchten eingestellt (Abb. 5.4.6) - zu Beginn sind das ebenfalls immer 100 % r.F. Die Konditionierung bei 100 % r.F. erfolgt für die Untersuchungsszenarien ohne Feuchtewechsel mittels einer Schale mit destilliertem und deionisiertem Wasser. Bei den Inkubationsboxen mit Feuchtewechsel wird die Luftfeuchte durch gefilterte und über Wasserbad vorkonditionierte Luft reguliert, die bei der Zieltemperatur in der Box die angestrebte relative Luftfeuchte erreicht (Abb. 5.4.7).



Abb. 5.4.5: Links: Mit *Coniophora puteana* infizierte Holzdübel. Rechts: Mit Dübel beimpfter Probekörper.

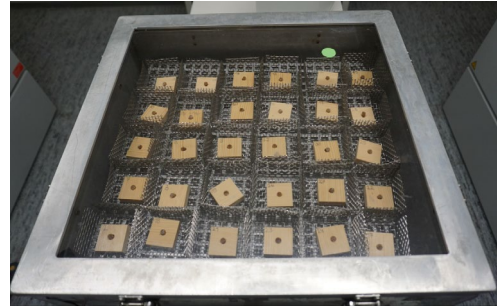


Abb. 5.4.6: Links: Inkubationsbox im Klimaschrank mit Anschlussmöglichkeit an die Feuchteregulierung. Rechts: Inkubationsbox mit beimpften Probekörpern.

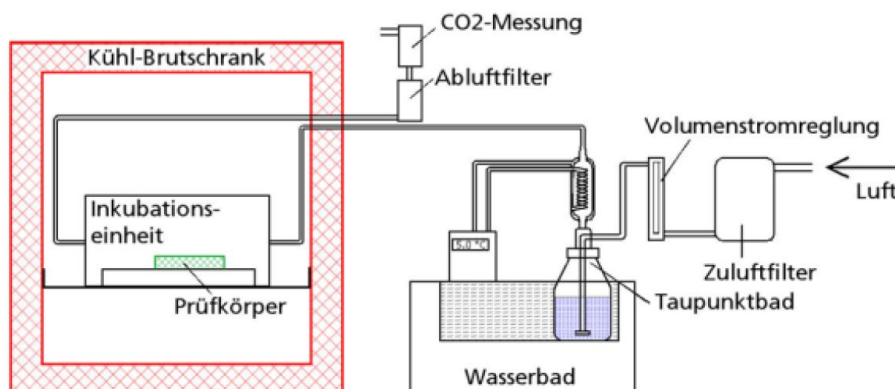


Abb. 5.4.7: Schematische Darstellung der Konditionierung der Inkubationseinheit bei wechselnden Feuchteverhältnissen.

Überprüfung von Temperatur und Feuchte

Die Temperatur in der Kiste wird während des gesamten Versuchszeitraums kontinuierlich gemessen. Die relative Feuchte wird etwa zwei Mal in der Woche manuell überprüft. Der Feuchtesensor hat einen digitalen Fühler mit einer Genauigkeit von $\pm 3\%$ r.F. unter und $\pm 5\%$ r.F. über 90% r.F.. Feuchtesensoren mit Taupunktspiegel mit höherer Genauigkeit von bis $\pm 1\%$ r.F. können aufgrund ihrer Größe in den Inkubationseinheiten nicht verwendet werden. Die Einstellung und Kontrolle der relativen Feuchte ist besonderes im hohen Feuchteniveau über 90% r.F. entsprechend der begrenzten Mess- und Regelgenauigkeit herausfordernd und mit

Unsicherheiten behaftet. Dazu kommt, dass bei den angestrebten hohen relativen Feuchten in der geschlossenen Box bereits geringe Temperaturdifferenzen zu Tauwasserbildung führen können. Dies ist bei der Bewertung der Ergebnisse entsprechend zu berücksichtigen.

Bestimmung der Masseverluste

Nach auf Basis bisheriger Erkenntnisse als geeignet angesehenen, vorab definierten Zeiträumen werden jeweils drei Proben pro Prüfzenario zur Kontrolle des Masseverlusts aus der Kiste entnommen. Nach Entfernung der Dübel wurden diese gewogen und anschließend wieder bei 60 °C über 48 Stunden getrocknet und gewogen. Die zum Zeitpunkt der Entnahme ermittelte Holzfeuchte und der Masseverlust werden nach den Formeln (14) und (15) je Probe berechnet. Die Angabe erfolgt in Masseprozent.

$$MC = \frac{m_m - m_0}{w_0} \cdot 100 \quad (14)$$

$$ML = \frac{m_d - m_0}{m} \cdot 100 \quad (15)$$

wobei

MC: Holzfeuchte (Moisture Content) [M.-%]

ML: Masseverlust (Mass Loss) [M.-%]

m₀: Trockengewicht vor Konditionierung (Ausgangsgewicht) [g]

m_m: Feuchtgewicht (moist) nach Inkubation [g]

m_d: Trockengewicht (dry) nach Inkubation (Endgewicht) [g]

5.4.2.2 Art der Sterilisierung

Die Holzprobekörper werden vor der Beimpfung sterilisiert, um eine Kontaminierung mit anderen Organismen insbesondere Schimmelpilzen zu vermeiden. Im Rahmen dieses Projekts erfolgt die Sterilisation durch Gammastrahlung, da diese vermutlich den geringsten Einfluss auf die hygrothermischen Eigenschaften des Holzes aufweist. Im Lauf der der Untersuchungen wurden dennoch einige Probekörper durch Schimmelpilze kontaminiert, deren Sporen auch in der Raumluft des Labors praktisch immer enthalten sind. Die Untersuchung einer besonders stark befallenen Inkubationsbox (Szenario Kurzfristige Feuchtwechsel. Kapitel 5.4.3.2) wurde daher parallel erneut mit 27 Probekörpern durchgeführt. 21 mit Gammastrahlung sterilisierte Probekörper standen noch zur Verfügung. Die 6 fehlenden Probekörper wurden aus Zeit- und Kostengründen nachträglich intern mit einem Autoklav bei 120 °C und Sättigungsdampfdruck über 20 min sterilisiert.

Bei der Entnahme nach verschiedenen Inkubationsdauern wurden dann jeweils Proben mit unterschiedlichen Sterilisierungsmethoden ausgewählt und die ermittelten Sorptionsfeuchtegehalte und Masseverluste miteinander verglichen. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.4.8 dargestellt. Nach 9 und 18 Wochen Inkubationszeit konnten nur zwei Probekörper ausgewertet werden, ansonsten wurden jeweils drei Probekörper miteinander verglichen. Die

Sorptionsfeuchtegehalte (links im Bild) weisen unsystematisch maximale Unterschiede von 2 M.-% auf – es ist kein Zusammenhang mit der Sterilisierungsmethode erkennbar. Bei den Masseverlusten sind größere Abweichungen mit bis zu 4 M.-% Differenz zu beobachten; allerdings ebenfalls unsystematisch und zufällig auf die beiden Sterilisierungsmethode verteilt. Zumindest für die Holzfäuleuntersuchungen an Massivholz kann dementsprechend davon ausgegangen werden, dass als Sterilisierungsmethode auch eine Autoklavierung durchgeführt werden kann.

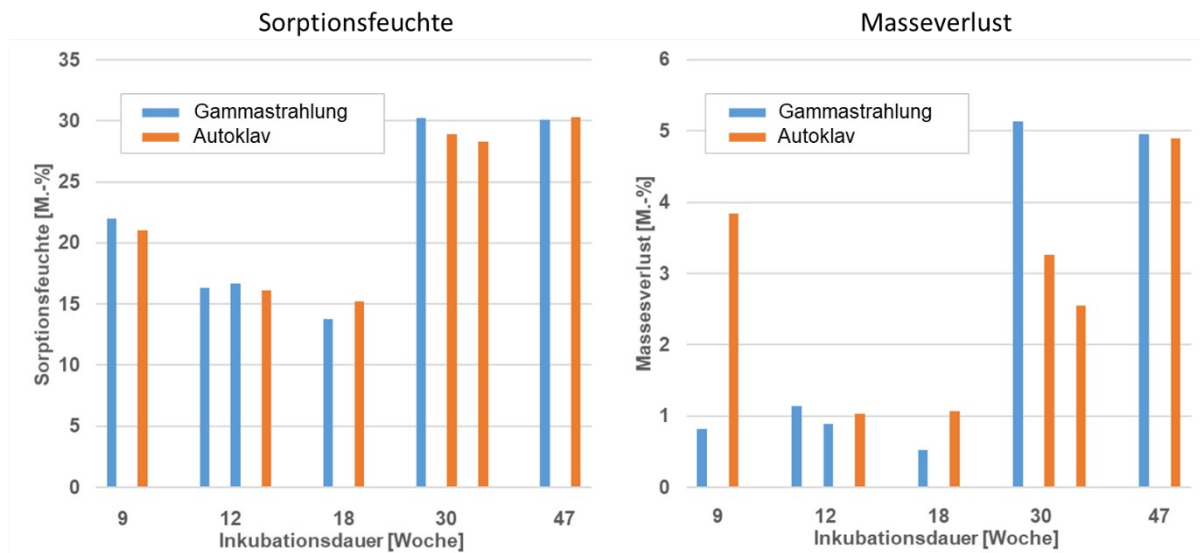


Abb. 5.4.8: Sorptionsfeuchte (links) und Masseverlust (rechts) der Holzproben nach dem Versuchsszenario mit kurzfristigen Feuchtewechseln. Die sechs über Autoklavierung sterilisierten Probekörper sind orange, die über Gammastrahlung blau dargestellt.

5.4.2.3 Art der Beimpfung

Beimpfungsmethode

In früheren Untersuchungen (z.B. Viitanen 1996) erfolgte die Beimpfung meist über auf Agar in der Petrischale angezüchtetes Myzel, das ausgeschnitten und auf die Probekörper aufgelegt wurde. Bei den genannten Untersuchungen wurde beispielsweise nach 12-wöchiger Inkubation mit *Coniophora puteana* bei 20 °C und 100 % r.F. ein Masseverlust von ca. 20 M.-% Kiefernspiltholz ermittelt. Dieser hohe Wert ließ vermuten, dass bei dieser Beimpfungsmethode ggf. anhaftendes Agar für eine zusätzliche Nährstoffquelle sorgt, die ggf. eine schnellere Entwicklung der Pilze und einen stärkeren Materialabbau ermöglicht. Daher wurde in (IBP et al. 2016) und (Zirkelbach et al. 2023) genauso wie für die aktuelle Untersuchung eine Beimpfung über Dübel ohne Nährstoffübertrag gewählt.

Um die tatsächliche Auswirkung der Impfmethode zu analysieren, wurde im aktuellen Projekt ein Teil der Versuche zusätzlich mit der anderen Methode beimpft und parallel bei 25 °C und 100 % r.F. inkubiert. Dazu wurde derselbe Pilz (*Coniophora puteana*) in einer Petrischale auf Malzextrakt-Agar über 4 Wochen angezüchtet und daraus ca. 5,5 x 5,5 mm große Rechtecke ausgeschnitten

und auf die Proben aufgelegt (Abb. 5.4.9). Die Größe der Myzel-Ausschnitte beträgt wie bei den Untersuchung von Viitanen (1996) ca. 3 % der Gesamtoberfläche der Proben.

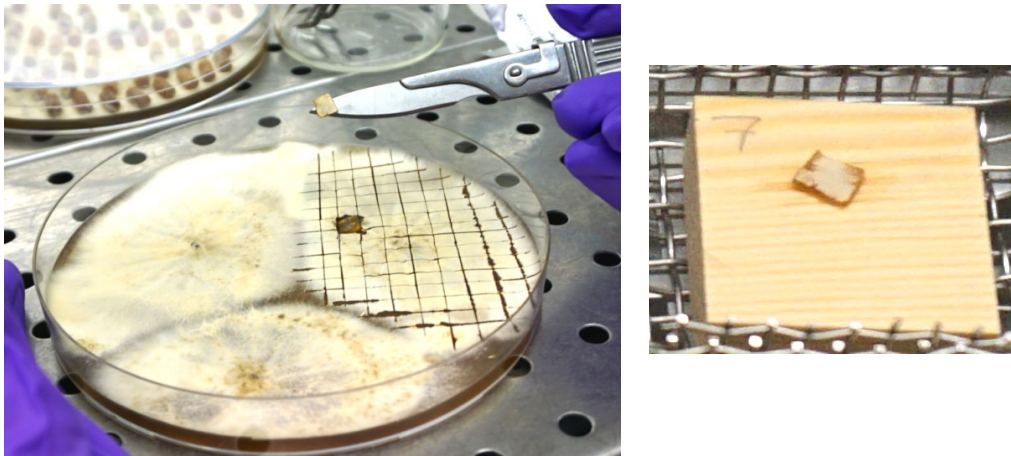


Abb. 5.4.9: Links: Auf Malzextrakt-Agar angezüchtetes Myzel von *Coniophora puteana*. Rechts: Auf den Probekörper übertragener, ca. 5 x 5 mm großer Myzel-Ausschnitt.

Ergebnisse

Nach 3, 6, 9 und 12 Wochen werden je Beimpfungsmethoden drei Probekörper aus der Kiste genommen und deren Masseverlust sowie Sorptionsfeuchte ermittelt. Während die Masseverluste bei der Dübel-Methode eine steigende Tendenz ausweisen und maximal etwa 18 M.-% nach 12 Wochen erreichen, werden bei der Myzel-Methode nur sehr geringe Masseverluste (weniger als 1,5 M.-%) festgestellt (Abb. 5.4.10 links). Die Sorptionsfeuchtegehalte liegen bei beiden Methoden bereits ab der 4. Woche über 30 M.-% (Abb. 5.4.10 rechts), womit gemäß mehreren Literaturquellen definitiv ein ausreichendes Feuchteniveau für Holzabbau durch *Coniophora puteana* erreicht ist (vgl. Viitanen 1996; Brischke et al. 2017; Saito et al. 2012). In Abb. 5.4.11 ist der Zustand der Probekörper nach zwölf Wochen Inkubation mit den beiden Impfmethode dargestellt. Bei den Probekörpern mit der Dübel-Übertrag ist die braune Verfärbung aufgrund des Befalls durch *Coniophora puteana* (Braunfäule) deutlich zu erkennen und nimmt mit steigendem Masseabbau zu. Die Proben, die mit Myzel beimpft wurden, zeigen kaum eine Änderung im Vergleich zum Anfangszustand außer einer leicht braunen Verfärbung direkt unter dem aufgelegten Myzelausschnitt. Das Myzel machte überraschenderweise bereits nach 3 Wochen und trotz der hohen Feuchte in der Inkubationseinheit einen vertrockneten Eindruck.

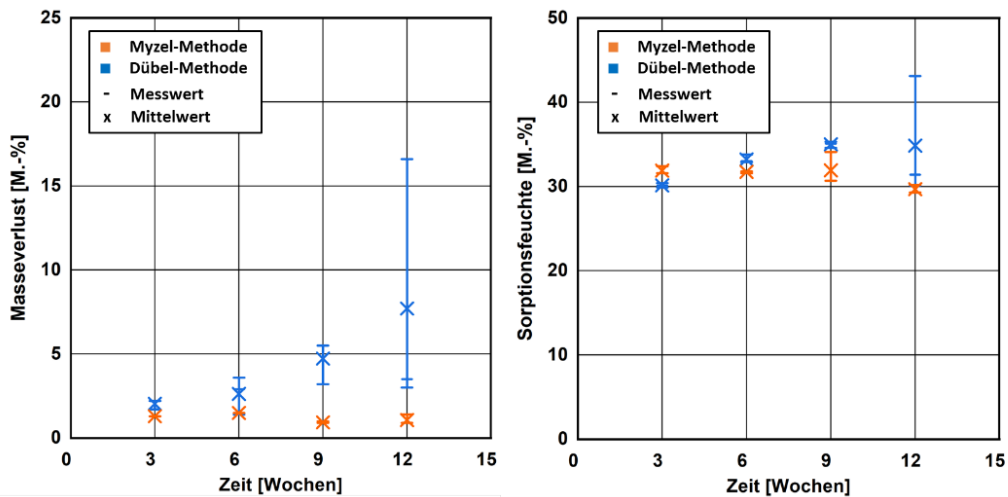


Abb. 5.4.10: Links: Gemessener Masseverlust Rechts: Gemessene Sorptionsfeuchte (rechts) nach der jeweiligen Inkubationsdauer.



Abb. 5.4.11: Getrocknete Proben nach 12 Wochen langer Inkubation bei 25 °C und 100 % r.F.. Die Proben in der oberen Reihe wurden mit Dübeln, die unteren mit Myzelausschnitt beimpft. Die angegebenen Zahlen repräsentieren den ermittelten Masseverlust (rot) sowie Sorptionsfeuchte nach Entnahme (blau).

Diskussion

Das Ergebnis fällt also genau das Gegenteil der vorher beschriebenen Erwartung. Die Myzel-Methode führt hier zu deutlich geringeren Masseverlusten als die Dübel-Methode. Da nur wenige Informationen über die genaue Vorgehensweise bei den Untersuchungen von Viitanen (1996)

vorliegen, können keine gesicherten Gründe für evtl. Unterschiede zwischen dem damals durchgeführten und jetzt wiederholten Versuch identifizieren. Mögliche Ursache für die damals größeren Masseverluste könnten sein:

- Tauwasserbildung und -abtropfen auf die Probekörper (mündl. Auskunft des Autors)
- günstigeres Verhältnis aus Pilzmasse zu Probekörpermasse
- Übertrag mit mehr Nährboden

Am wahrscheinlichsten erscheint aufgrund der mündlichen Auskunft die Tauwasserbildung in den Boxen, die zu entsprechend höheren Materialfeuchten führt und zusammen mit dem günstigeren Masseverhältnis Pilz/Probekörper auch die generell hohen Masseverluste bei den früheren Untersuchungen erklären könnte. Dass das Myzel bei den aktuellen Untersuchungen anscheinend ausgetrocknet ist, könnte neben geringeren Feuchtegehalten in den Probekörpern auch auf die Luftbewegung infolge der Ventilatoren begünstigt worden sein. Bei den im Rahmen dieses Projekts durchgeführten Untersuchungen konnte Tauwasserbildung weitgehend vermieden werden – nur bei 3 der 140 Probekörper konnte ein Kontakt mit Tauwasser nicht vollständig ausgeschlossen werden.

Auch wenn der Vergleich der beiden Methoden hier keine substanziellen weiteren Erkenntnisse erbracht hat, wird nach wie vor davon ausgegangen, dass die Vorteile der nährstoffarmen Beimpfung über die Dübel-Methode gegenüber der Myzel-Methode überwiegen. Die aktuellen Versuche wurden daher wie geplant mit der Dübel-Methode durchgeführt.

5.4.2.4 Geeignete Letalbedingungen

Für die Fragestellung, ob vorgeschädigte Hölzer bei erneuter Etablierung der Holzabbaupilze schneller oder unverändert befallen und abgebaut werden, sind zwischen den einzelnen Zyklen letale Bedingungen vorgesehen, bei denen die Pilze in den Probekörpern absterben. Da in der Literatur hierzu keine einheitlichen und belastbaren Angaben zu finden sind, wird zunächst untersucht, welche Bedingungen zu diesem Zweck bei *Coniophora puteana* geeignet. Viitanen und Ritschkoff (1991) sowie Schmidt und Czeschlik (2006) haben sich auch mit dieser Frage beschäftigt, und die für *Coniophora puteana* relevante Letaltemperatur aus verschiedenen Quellen auf den Bereich zwischen ca. 40 und 75 °C je nach Dauer und gleichzeitig einwirkender Feuchte eingegrenzt.

Da auch geprüft werden soll, ob diese Bedingungen ggf. bei bestimmten Bauteilen im normalen Betrieb auftreten – hier wurde in der Vergangenheit in Fachkreisen gelegentlich über einen möglichen Sterilisierungseffekt bei dunklen Flachdächern spekuliert – sollen eher Verhältnisse betrachtet werden, die in solchen Bauteilen auch auftreten können. Aus Messungen und Simulationen wurde ermittelt, dass in den genannten dunklen Flachdächern in der Holzschalung im Sommer Temperaturen von um die 60 °C über mehrere Stunden um die Mittagszeit im Sommer erreicht werden können. Daher wird für die Untersuchung die Temperatur mit 60 °C festgelegt und die beimpften und feuchten Dübel einmal offen und einmal zusammen mit einer Schale gefüllt mit

Wasser in einem abgeschlossenen Behälter über ein bis fünf Stunden den hohen Temperaturen ausgesetzt.

Vorgehensweise

Für den Versuch werden Dübel aus unbehandeltem Weichholz auf das Myzel von auf Malzextrakt-Agar angezüchtetem *Coniophora puteana* aufgelegt und über vier Wochen inkubiert, bis die Pilze sich auf den Dübeln etabliert haben. Die Dübel mit 8 mm Durchmesser und 10 mm Länge wurden der Länge nach halbiert, um einen schnelleren und bis in den mittleren Bereich des Dübels vordringenden Befall durch den Pilz zu ermöglichen. Hierbei soll berücksichtigt werden, dass sich der Kern des Dübels langsamer erwärmt und der Pilz im Inneren ggf. etwas länger überlebt.

Jeweils 10 der beimpften Dübel werden in insgesamt 10 Glasbehälter gelegt. Fünf davon werden offen gelassen, so dass die in den Dübeln enthaltene Feuchte verdunsten kann. Die Verdunstungskühlung bremst dabei die Erwärmung der Dübel. Die anderen fünf Glasbehälter werden mit einer Wasserschale ausgestattet und abgedeckt. Dies spiegelt die Situation in der geschlossenen Inkubationseinheit im Labor wider, wobei sich im Gefäß Sättigungsdampfdruckbedingungen einstellen, bei denen keine Verdunstungskühlung mehr möglich ist. Im stündlichen Rhythmus wird jeweils ein offener und geschlossener Glasbehälter entnommen und die enthaltenen Dübel auf neuen Malzextrakt-Agar-Nährboden einer Petri-Schale gelegt und für maximal 7 Wochen bei optimalen Wachstumsbedingungen inkubiert. Dann wird überprüft, ob die Pilze nach der Erwärmung in den Dübeln reaktiviert werden können, also überlebt haben, oder ob sie abgestorben sind. Der Untersuchungsverlauf ist in (Abb. 5.4.12) dargestellt.

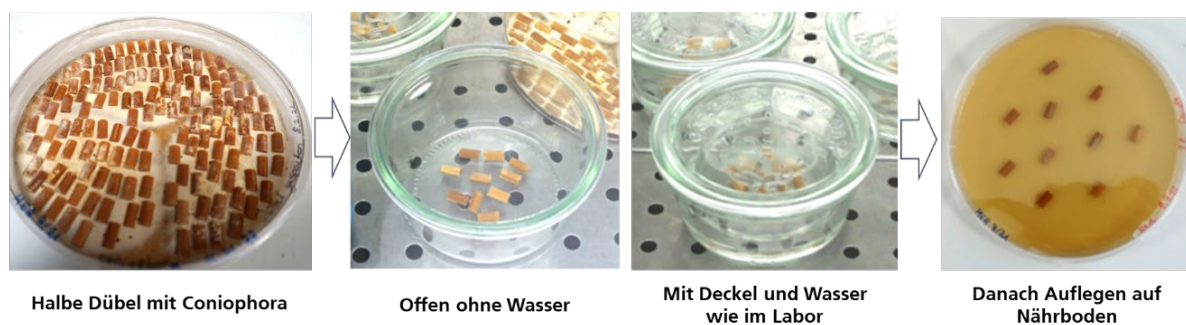


Abb. 5.4.12: Untersuchung der Letalbedingungen. Mit *Coniophora puteana* beimpfte Dübel (links) werden in offene und geschlossene Glasbehälter gelegt (Mitte) und in der Klimakammer für ein bis fünf Stunden auf 60 °C erwärmt. Im Anschluss werden die jeweiligen Dübel zur Reaktivierung auf sterilen Malzextrakt-Agar-Nährboden gelegt (rechts).

Ergebnisse

Abb. 5.4.13 zeigt den Zustand der Dübel in den Petrischalen nach der 7-wöchigen Inkubation. Im geschlossenen Gefäß mit Wasser war bereits eine einstündige Erwärmung auf 60 °C ausreichend, um die Pilze vollständig abzutöten. Bei keinem einzigen Dübel ist im Anschluss noch Pilzwachstum feststellbar. Gleiches gilt für die noch länger bei Sättigungsdampfdruck erwärmten Dübel. Beim offenen Gefäß kann dagegen die Verdunstungskühlung eine kritische Erwärmung über längere Zeit hinauszögern. Bei nur einer Stunde Erwärmung ist hier der deutlichste Neubewuchs der Dübel feststellbar – mit fallender Tendenz über die längere Erwärmung nach rechts. Auch nach fünf Stunden ist jedoch bei 4 von 10 Dübeln noch ein deutlicher, bei weiteren 4 Dübeln ein schwacher und nur bei zwei Dübeln kein Bewuchs mehr feststellbar.



Abb. 5.4.13: Auf Agar über 7 Wochen reinkubierte Dübel nach der Erwärmung auf 60 °C im offenen Gefäß (oben) und mit Wasser im geschlossenen Gefäß (unten) über jeweils ein (links) bis fünf Stunden (rechts).

Dies bedeutet, dass zur Abtötung der Pilze im Labor eine entsprechend lange Erwärmung auf 60 °C ausreicht, da sich durch das enthaltene Wassergefäß auch vergleichbar hohe Dampfdrücke wie in der verschlossenen Glasschale einstellen. Um die thermische Trägheit der Inkubationsbox, der größeren Wassermenge und der deutlich größeren Probekörper (30 mm x 30 mm x 10 mm) zu kompensieren, wird die Erwärmungsdauer auf 12 Stunden verlängert. Damit sollte die im kleinen Versuch nach 1 Stunde erzielte Sterilisierung ebenfalls sichergestellt sein. Die genaue Beschreibung findet sich zusammen mit dem Letal-Szenario in Kapitel 5.4.3.4.

5.4.3 Durchführung und Ergebnis der Laborversuche

5.4.3.1 Übersicht über die finalen Versuchsszenarien

Im Rahmen dieser Untersuchungen werden drei Szenarien entsprechend der Methodik in Kapitel 5.4.2.1 untersucht. Diese orientieren sich an den in 5.4.1.3 beschriebenen Fragestellungen. Da

stationäre Untersuchungen bereits in ausreichendem Umfang in anderen Projekten durchgeführt wurden bzw. in der Literatur beschrieben wurden, werden hier vor allen instationäre Szenarien mit länger oder kürzer alternierenden günstigen und weniger günstigen bzw. sogar letalen Bedingungen untersucht. Eine Übersicht über die geplanten Szenarien ist unten aufgelistet –je nach Ergebnis wurde aber von der Planung abgewichen. Die Abweichungen sind im Detail bei den einzelnen Kapiteln beschrieben.

Szenario Kurzfristige Feuchtwechsel (insgesamt 42 Wochen)

- 2 Wochen bei optimalen Bedingungen (25 °C und 100 % r.F.)
- 1 Woche ungünstige, aber nicht letale Bedingungen (25 °C und 75 % r.F.)
- Wiederholung des obigen Zyklus, anschließende Verlängerung der Dauern (Details siehe Kapitel 5.4.3.2)

Szenario Langfristige Feuchtwechsel (insgesamt 48 Wochen)

- 12 Wochen bei optimalen Bedingungen (25 °C und 100 % r.F.) bis Masseverlust
- 6 Woche ungünstige, aber nicht letale Bedingungen (25 °C und 75 % r.F.)
- Erneut 6 Wochen optimal
- 12 Wochen ungünstig
- 12 Wochen optimal

Szenario Letal (insgesamt 28 Wochen)

- 12 Wochen bei optimalen Bedingungen (25 °C und 100 % r.F.) bis Masseverlust
- Danach zweimal 6 h Letalbedingungen bei 60 °C im geschlossenen Behälter (Sättigungsdampfdruck)
- Neubeimpfung und 16 Wochen bei optimalen Bedingungen (25 °C und 100 % r.F.)
- Zum Vergleich weitere Box mit 28 Wochen bei optimalen Bedingungen (25 °C und 100 % r.F.)

5.4.3.2 Szenario Kurzfristige Feuchtwechsel

Untersuchungen

Ziel des Untersuchungs-Szenarios mit kurzfristigen Feuchtwechseln ist, die Wirkung kurzer Unterbrechungen der optimalen Wachstumsbedingungen zu erfassen, wie Sie sich in mildereren oder kälteren Perioden im Winter oder auch bei Wechsel zwischen Beregnung von Bauteilen und anschließenden Schönwetterperioden ergeben können. Bei kurzfristig alternierenden Bedingungen wird ggf. bereits die Initiationsphase immer wieder unterbrochen. Dabei soll geklärt werden, ob sich die Holzfäuleprozesse dabei eher analog zur Unterbrechungsdauer, weniger oder ggf. auch deutlich stärker verzögern. Dazu wird ein Zyklus mit jeweils zwei Wochen optimalen Bedingungen bei 100 % r.F. und 25 °C gefolgt von einer Woche Trockenphase bei 75 % r.F. und gleicher Temperatur eingestellt wird. Dieser Zyklus wird insgesamt fünfmal durchgeführt. Anschließend werden Wachstums- und Trockenphase mit jeweils doppelter Dauer (also vier Wochen und zwei Wochen) geprüft.

Kontamination mit Schimmel

Bei diesem Versuchsszenario waren einige Probekörper in der Inkubationsbox bereits während der Vorkonditionierung mit Schimmelpilzen kontaminiert. Da noch ausreichend Probekörper zur Verfügung standen, wurde frühzeitig eine zweite Box mit neuen vorkonditionierten Proben bestückt und mit etwas zeitlichem Versatz parallel inkubiert. Leider wurde auch bei dieser zweiten Box nach 6 Wochen Inkubationszeit in größerem Umfang Schimmelbefall beobachtet. Allgemein wird angestrebt, eine Kontamination mit Schimmel durch steriles Arbeiten möglichst zu vermeiden. Dies gelingt in der Praxis leider oft nicht durchgängig. Es wird angenommen, dass eine Kontamination mit Schimmel den Holzfäuleprozess hemmt und beeinträchtigt. Inwieweit dies korrekt ist oder nur temporär oder dauerhaft stimmt, wurde bisher kaum untersucht. Da bei realen Schadensfällen aber ebenfalls häufig sowohl Schimmel als auch Holzfäule – meist in dieser Reihenfolge – auftreten und um die Beeinträchtigung ggf. quantifizieren zu können, wurden beide Boxen weiter plangemäß inkubiert.

Abb. 5.4.14 zeigt die Verläufe der manuell gemessenen relativen Feuchte in den beiden redundanten Inkubationseinheiten. Die Feuchtwchsel konnten in der Untersuchung aufgrund von Ausfällen und Problemen bei der Steuerung der Luftvorkonditionierung leider nicht so umgesetzt werden wie eigentlich geplant. Die relative Feuchte in der ersten Box sank während des Defekts der Vorkonditionierung temporär bis auf 50 % r.F. in Woche 17. In der zweiten Box wurde ab Woche 31 mit einer zusätzlichen Wasserschale eine dauerhafte Konditionierung auf 100 % r.F. sichergestellt, um den Einfluss Schimmelbefalls weiter zu beobachten. Da die beobachteten Masseverluste bei Kurzfrist-Feuchtwechseln erheblich geringer waren als bei den Langfrist-Feuchtwechseln, soll analysiert werden, welchen Anteil daran der Schimmelbefall hat und welcher Anteil auf die kürzeren Wachstumsphasen zurückzuführen ist.

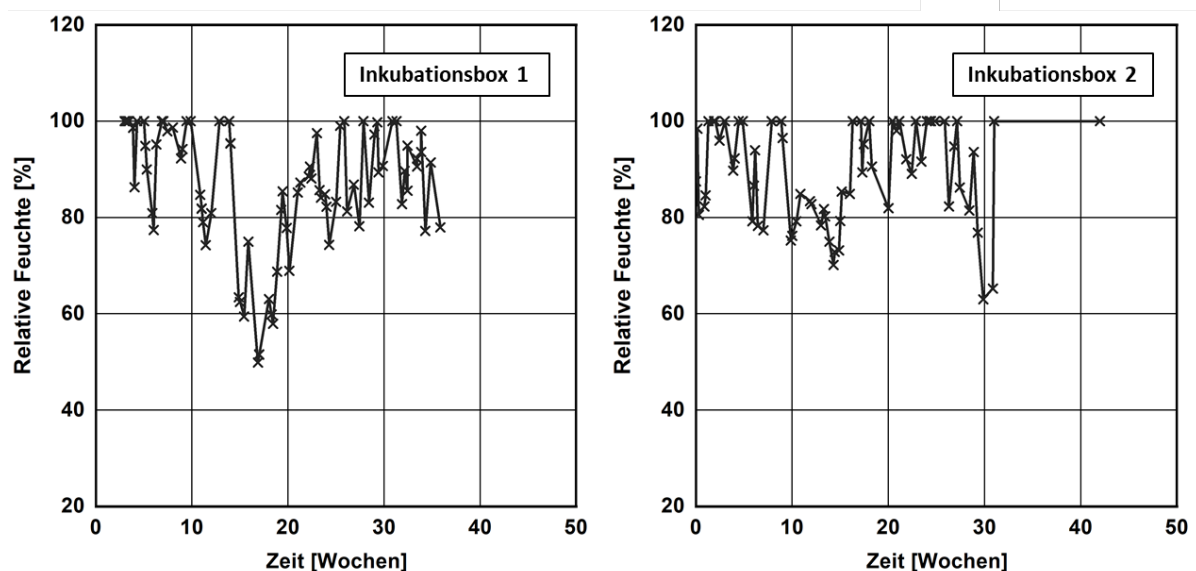


Abb. 5.4.14: Gemessene relative Feuchten in den zwei redundanten Inkubationsboxen für das Szenario mit kurzfristigem Feuchtwchsel. Die Messwerte sind linear miteinander verbunden.

Ergebnisse

Die Verläufe der Masseverluste und Sorptionsfeuchten sind Abb. 5.4.15 für die beiden redundanten Boxen dargestellt. In Box 1 steigt der Masseverlust in den ersten etwa 15 Wochen mit weitgehend planmäßigem Feuchtwechseln fast linear mit etwa 0,15 M.-% pro Woche. Danach folgt infolge der unplanmäßigen Trockenphase, bei der die relative Feuchte bis auf 50 % absinkt, auch eine Stagnation des Massebaus. Die etwa einwöchige Phase mit 100 % r.F. von Woche 13 bis 14 scheint zu kurz zu sein, um einen weiteren Masseverlust zu verursachen. Nach Woche 18 steigt dann die Feuchte wieder in den Bereich zwischen 80 und 100 % r.F. und in Woche 36 ist mit 3 - 5 M.-% auch wieder ein deutlich höherer Masseverlust feststellbar. In Box 2 ist der Masseverlust bis Woche 12 trotz regelmäßig hoher Luftfeuchten bei den meisten Messungen eher gering mit unter 1 M.-%. Nur die erste Messung zeigte höhere Werte mit im Mittel knapp über 2 M.-%. Nach der anschließenden trockeneren Phase werden ab Woche 16 wieder für zwei und später sogar für vier Wochen 100 % r.F. erreicht. Infolgedessen steigt der Masseverlust bis Woche 25 auf durchschnittlich ca. 4 M.-%. Danach folgt nochmal eine etwas trockenere Periode bis dann ab Woche 31 konstant 100 % r.F. eingestellt werden, bei denen sich bis zum Ende des Versuchs in Woche 42 eine weitere Steigerung der Masseverluste von ca. 0,3 M.-% pro Woche einstellen.

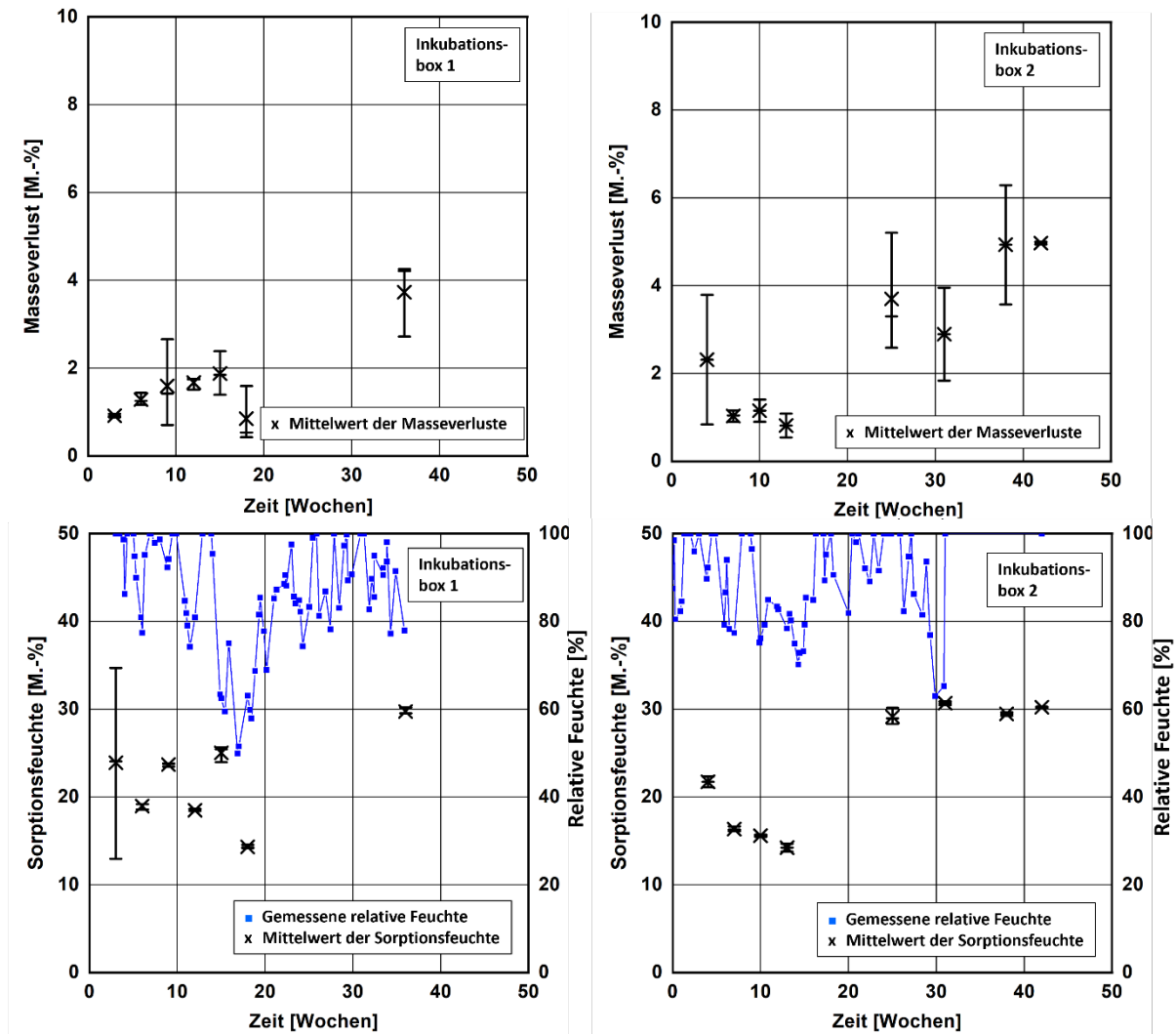


Abb. 5.4.15: Masseverlust (oben) und Sorptionsfeuchte (unten) in den beiden redundanten Boxen 1 (links) und 2 (rechts) mit Untersuchung der kurzfristigen Feuchtwchsel.

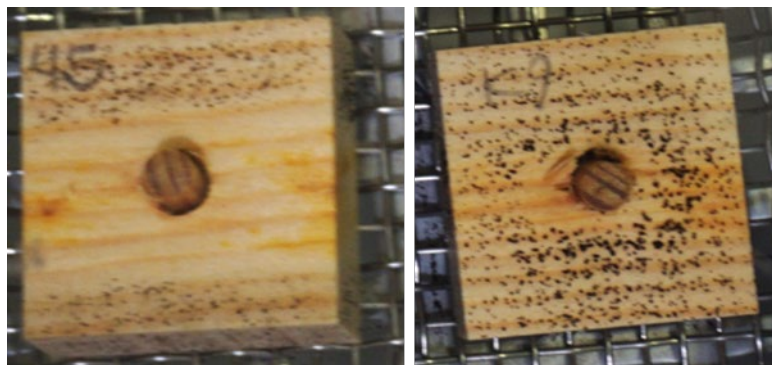
Diskussion und Zusammenfassung

Der Holzabbauprozess findet beim Szenario mit kurzfristigen Feuchtwchseln langsamer statt als es sowohl bei Untersuchungen mit konstantem Klima in anderen Projekten als auch beim Szenario mit langfristigen Feuchtwchseln (nächstes Kapitel) beobachtet wurde. Anhand der Sorptionsfeuchtegehalte wird deutlich, dass die kurzen Phasen nicht ausreichen, um das Feuchteniveau in den Probekörpern (PK) im Mittel auf über 30 M.-% zu heben, was zumindest im Blick auf den gesamten Probekörper für beginnende Holzfäule erforderlich wäre. Allerdings ist davon auszugehen, dass aufgrund der Vorkonditionierung auf 30 M.-% im Kern der PK noch länger ausreichend hohe Feuchtegehalte vorliegen, so dass die Initiationsphase abgeschlossen werden kann. Das belegen die in den ersten Wochen ermittelten Masseverluste in beiden Boxen trotz eigentlich zu niedriger Sorptionsfeuchtegehalte der Gesamt-PK.

Ebenfalls einen verzögernden Einfluss kann natürlich die aufgetretene Kontamination mit Schimmel haben. Abb. 5.4.16 zeigt exemplarisch zwei kontaminierte Proben nach 15 Wochen Inkubation in Box 2. Um die mit *Coniophora puteana* beimpften Dübel haben sich fleckige gelbe

Bereiche gebildet, die typischerweise auf Aktivität dieses Pilzes im Material hinweisen. Zusätzlich sind hauptsächlich außerhalb dieses Bereichs Schimmelpilzaktivität und Sporen zu beobachten. Eine Identifikation der Schimmelpilzspezies wurde nicht durchgeführt. Beide Pilzarten (Holzfäule- und Schimmel) hemmen sich zunächst gegenseitig (Bild links), die Schimmelpilze überwachsen aber mit etwas Verzögerung auch die vom Holzfäulepilz befallenen Bereiche. Bei den Untersuchungen von Zirkelbach et al. (2022) wurde aber auch beobachtet, dass die Schimmelpilze in einer späteren Phase, vermutlich, wenn die oberflächennahen Nährstoffe verbraucht sind, verschwinden, während der Holzfäulepilz überdauert, parallel Masse abbaut und gegen Ende dann wieder dominiert. Diese Beobachtung wird auch bei Schadensfällen in der Praxis immer wieder dokumentiert (s. Abb. 5.4.). Die gegenseitige Beeinflussung von Holzfäule- und Schimmelpilzen ist jedenfalls komplex, vermutlich abhängig von den jeweils involvierten Spezies und kann im Rahmen dieses Projekts nicht weiter analysiert werden. Es wird angenommen, dass der Schimmel zwar oberflächlich temporär auftritt, aber den Holzfäulepilz in seiner Entwicklung nicht wesentlich oder zumindest nicht langfristig beeinträchtigt. Diese Annahme wurde in den aktuellen Untersuchungen dadurch belegt, dass sich bei den frühzeitig kontaminierten PK in Box 2 nach der Trockenphase von Woche 9-18 im Anschluss trotz Schimmel wieder deutliche Steigerungen der Masseverluste ergaben.

In der späteren Modellentwicklung wird die Holzfäule-Prognose sowieso unter Annahme optimaler Bedingungen so abgebildet, dass der Abbau etwas höher liegt als bei den Messungen beobachtet. Mit Schimmel bleibt die Prognose dann „im schlimmsten Fall“ etwas weiter auf der sicheren Seite.



*Abb. 5.4.16: Kontaminierte Proben in Box 2 nach 15 Wochen Inkubationszeit. Die gelblichen Flecken um die Dübel sind Zeichen der Aktivität des Holzfäulepilzes *Coniophora puteana*. Die schwarzen Flecken und Punkte sind Schimmelpilzmyzel und -sporen.*



Abb. 5.4.17: Praxisbeispiel, bei dem zuerst nur Schimmel- und Bläuepilze vorhanden waren. Der Holzfäulepilz (weißes Myzel) breitet sich erst später aus, verdrängt dann gut erkennbar die anderen Pilze.

5.4.3.3 Szenario Langfristige Feuchtewechsel

Untersuchungen

Ziel dieses Untersuchungs-Szenarios ist es, die Wirkung langer Unterbrechungen der Wachstumsbedingungen zu erfassen, wie sie tendenziell eher im Wechsel der Jahreszeiten vorkommen. Dabei ist die Frage ob lange Trockenphasen eine stärkere Verzögerung des anschließenden Wachstums verursachen als kurze Trockenphasen, die der Pilz ggf. durch eigene Feuchterückhalte- und -speicherkapazitäten besser überbrücken kann. Ggf. kommt die Pilzaktivität in den langen Trockenphasen auch ganz zum Erliegen und das Material muss neu befallen werden.

Das Szenario ist wie folgt geplant: während der ersten 12 Wochen, oder bei Bedarf länger, herrschen optimale Bedingungen bei 25 °C und 100 % r.F. bis ein signifikanter Masseverlust feststellbar ist. Im Anschluss werden für 6 Wochen ungünstige Bedingungen mit nur 75 % r.F. bei gleicher Temperatur angestrebt, bei denen das Pilzwachstum zum Erliegen kommt. Danach schließen sich weiter günstige (6 Wochen) und ungünstige Phasen (12 Wochen) an bevor der Zyklus mit einer 12 Wochen langen günstigen Phase abgeschlossen wird.

Ergebnisse und Diskussion

In Abb. 5.4.18 ist die in der Inkubationsbox gemessene relative Feuchte dargestellt. Die manuell gemessenen relativen Feuchten weichen von den eigentlich geplanten Feuchten vor allem in der trockeneren Phase mit 75 % (orange markierter Bereich) teilweise bis zu 16 % ab. Bei der ersten Reduzierung der Feuchte nach 12. Wochen sinkt diese trotz „korrekter Vorkonditionierung“ nur langsam über mehrere Wochen von 100 % r.F. auf 75 % r.F. ab. Dies liegt u.a. daran, dass die Probekörper, die bei 100 % r.F. eingespeicherte Sorptionsfeuchte nun wieder an die Luft in der Box abgeben. Auch beim anschließenden Anstieg der Feuchte macht sich diese Problematik in

umgekehrter Form bemerkbar. Bei der zweiten Reduktion der Feuchtigkeit nach 24 Wochen sinkt die Luftfeuchte dagegen deutlich schneller ab. Das ist zwar zunächst etwas überraschend, kann aber auf die inzwischen nur noch geringe Anzahl an Holzprobekörpern in der Box zurückgeführt werden.

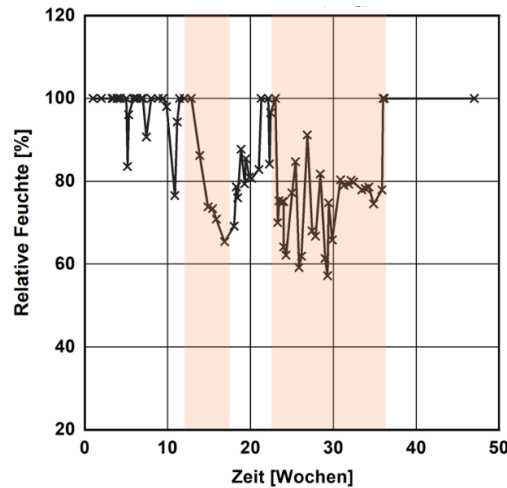


Abb. 5.4.18: Gemessene relative Feuchte in der Inkubationseinheit für das Szenario mit langfristigen Feuchtewechseln. Orange hinterlegt sind die Zeiträumen, bei denen eine niedrige relative Feuchte von 75 % r.F. vorgesehene war – weiß sind die Zeiträume mit geplant 100 % r. F..

Die gemessenen Sorptionsfeuchtegehalte und die Masseverluste sind in Abb. 5.4.19 dargestellt. Die Sorptionsfeuchte zeigt einen guten Zusammenhang mit der relativen Feuchte: in den Phasen mit 100 % r.F. liegt sie meist bei mindestens ca. 30 M.-% und sinkt während der Trockenphase mit nur 75 % r.F. auf Werte um ca. 15 M.-%. Während bei der Sorptionsfeuchte mit Ausnahme von Woche 12 keine große Bandbreite zwischen den zum selben Zeitpunkt entnommenen Proben zu beobachten ist, liegt zwischen den ermittelten Masseverlusten, vor allem während der Trockenphase teilweise ein Faktor 10.

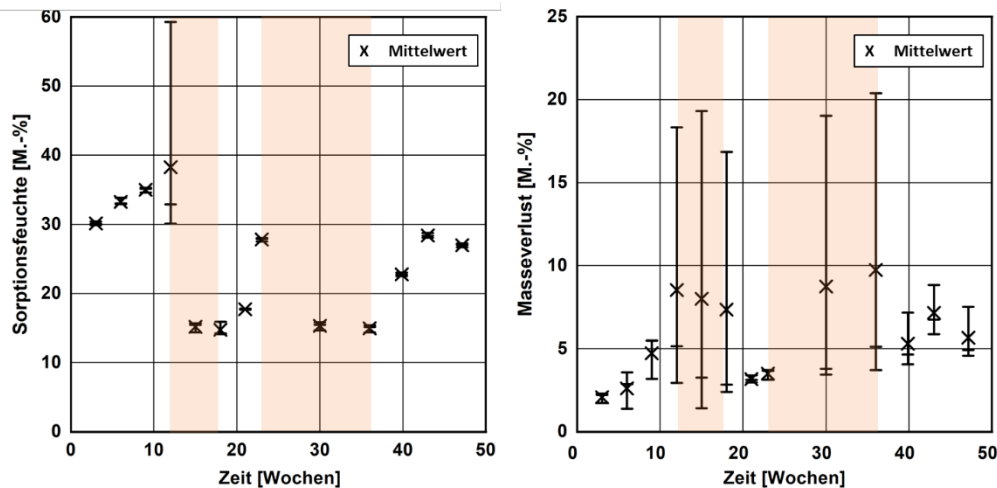


Abb. 5.4.19: Sorptionsfeuchte (links) und Masseverlust (rechts) der Untersuchung mit langfristigen Feuchtwechsel. Die in orangen dargestellten Zeiträumen ist die „Trockene Phase“ (soll-Luftfeuchte von 75 % r.F.).

Während der ersten 12-wöchigen Feuchtphase steigen die Masseverluste erwartungsgemäß und stagnieren in der nachfolgenden 6-wöchigen Trockenphase. In der zweiten, nur halb so langen Feuchtphase ist nur ein geringer Anstieg des Holzabbaus zu verzeichnen – allerdings liegen die gemessenen Werte sowohl niedriger als gegen Ende der vorherigen Feucht- als auch der nachfolgenden Trockenphase. Dies erscheint auf den ersten Blick genauso wenig plausibel wie der deutliche Anstieg der Masseverluste in der nachfolgenden Trockenphase, der sowohl absolut als auch relativ stärker ausfällt als in der abschließenden Feuchtphase. Dies macht einmal mehr deutlich, dass die Streuung bei den Masseverlusten zwischen den einzelnen Probekörpern so groß ist, dass sie bei nur drei Messungen u.U. die generellen Tendenzen weitgehend überdecken können.

Die in den trockenen Phasen ermittelten niedrigen Sorptionsfeuchten belegen, dass hier zumindest in der zweiten Hälfte kein weiterer Holzabbau möglich sein sollte. Zu Beginn kann dieser dagegen im Inneren der Probe noch länger fortschreiten. Die „Wellenbewegung“ ist auch bei der Masseprozent-Messung erkennbar – mit plausiblen zeitlichem Versatz aber im Einzelfall wenig plausiblen absoluten Werten. Die sogar bei den kleinen Probekörpern deutlich erkennbare feuchtetechnische Trägheit spielt in Bauteilen vermutlich noch eine größere Rolle.

Der Wechsel aus feuchten und trockenen Phasen hat somit eine verzögernde Wirkung, da der mittlere Feuchtegehalt in den Materialien sinkt und dieser maßgeblicher für den Holzabbau ist als die Feuchte an den Oberflächen. Wie bereits erwähnt korrelieren die ermittelten Sorptionsfeuchten recht gut mit den eingestellten Klimabedingungen, aber nur bedingt gut mit den ermittelten Masseverlusten. Der biologische Prozess entzieht sich auch bei diesen Zyklusdauern noch einer einfachen Analyse auf Basis des Wechsels von Feucht- und Trockenbedingungen. Allerdings ist doch klar erkennbar, dass nach 40 Wochen Langfrist-Zyklus tendenziell fast doppelt so hohe Masseverluste auftreten, wie nach 40 Wochen Kurzfrist-Zyklus. Bei der späteren Modellentwicklung sollte daher v.a. versucht werden, die Tendenz über die

gesamten Zeiträume korrekt bzw. leicht auf der sicheren Seite wiederzugeben. Weder die kurz- noch die langfristigen Schwankungen über die jeweiligen Zyklen sind aus den Messungen in einer Weise ableitbar, die die Daten ausreichend plausibel und ein rechnerisches Nachvollziehen machbar erscheinen lässt.

5.4.3.4 Szenario Letal

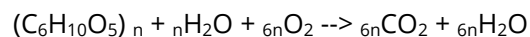
Untersuchungen

In zwei Inkubationsboxen werden jeweils 21 Probekörper (PK) inkubiert. Die abgedichteten Boxen sind mit einer mit Wasser gefüllten Schale ausgestattet, um konstant 100 % r.F. zu erzeugen. Die Box wird im Klimaschrank bei konstant 25 °C gelagert. Nach 6, 9, 12, 15, 18, 21 und 28 Wochen werden jeweils 3 PK entnommen und deren Sorptionsfeuchte und Masseverluste ermittelt.

Bei einer Box werden nach 12 Wochen zwei Tage hintereinander letale Bedingungen entsprechend Kapitel 5.4.2.4 eingestellt. Dabei wird die Box im geschlossenen Zustand an zwei aufeinanderfolgenden Tagen über 6 Stunden auf 60 °C erhitzt. Im Anschluss wird die Kiste unter sterilen Umgebungsbedingungen geöffnet, um eine freie Verdunstung zu ermöglichen und Kondensatbildung in der Box während der Abkühlphase zu vermeiden. Nach dieser Behandlung werden die Dübel aus allen PK entfernt und durch frisch mit *Coniophora puteana* beimpfte ersetzt. Anschließend erfolgt erneut eine Inkubation bei optimalen Bedingungen über die verbleibenden 16 Wochen. Die Probenahmen werden analog zur Referenzbox fortgesetzt.

Ergebnisse

In Abb. 5.4.20 sind die Sorptionsfeuchte und Masseverluste jeweils mit der Bandbreite und dem Mittelwert der drei Proben dargestellt. Die Sorptionsfeuchtegehalte aller Proben in beiden Boxen liegen mit nur einer Ausnahme immer über 30 bis maximal etwa 50 M.-%, was darauf schließen lässt, dass die Luftfeuchte in den Boxen weitgehend konstant bei 100 % r.F. lag und damit für das Wachstum der Holzfäulepilze optimale Bedingungen bestanden. Die teilweise deutlich höheren Feuchtegehalte sind ggf. durch das beim Holzabbau durch den Pilzstoffwechsel freiwerdende Wasser zu erklären, das bei diesen Bedingungen im Probekörper bleibt. Der Holzabbau-Prozess erfolgt durch eine Verstoffwechslung des Holzes durch den Holzfäulepilz, der durch die folgende Gleichung von z.B. Viitanen (1996) und Saito et al. (2012) beschrieben wird:



Dementsprechend kann Zellulose (C₆H₁₀O₅) in Anwesenheit von Wasser (H₂O) und Sauerstoff (O₂) zu Kohlendioxid (CO₂) und Wasser (H₂O) zersetzt werden. Dabei entsteht fünfmal mehr Wasser als für den Prozess benötigt wird. Da Tauwasserbildung und Abtropfen bei den aktuellen Untersuchungen weitgehend vermieden werden konnte, dürften die höheren Feuchtegehalte am ehesten auf diese Wasserquelle zurückzuführen sein.

Der Holzabbau der Proben in der bei konstant bei 25 °C und 100 % r.F. ohne Letalbehandlung inkubierten Referenzbox verlief tendenziell nur langsam und lag ohne deutliche Steigerung in der

ersten Hälfte des Versuchszeitraums meist bei etwa 2 bis 3 M.-%. In Woche 12 wurden im Mittel 9 M.-% und in Woche 18 dann im Mittel knapp 16 % Masseverlust verzeichnet. Gegen Ende des Versuchszeitraums lag der Mittelwert bei 5 M.-%. Bezieht man den letzten Messwert auf den nach 6 Wochen ergibt sich nur ein Anstieg von 0,1 M.-% pro Woche. Dieser Wert ist bei der starken Streuung allerdings wenig aussagekräftig. Zwischen der 15. und der 18. Woche würde sich ein Anstieg von 4,5 % pro Woche ergeben. Eine Auswertung anhand einer Regressionsgeraden wird hier nicht vorgenommen. Die Proben in der Kiste mit Letalbehandlung (LB) nach 12 Wochen Inkubation weisen in der ersten Hälfte ebenfalls nur einen geringen Anstieg der Masseverlust auf. Nach der LB steigt die Abbaugeschwindigkeit der Probekörper an und liegt zwischen Woche 15 und 28 bei etwa 0,5 M.-% pro Woche. Auch hier ist eher wenig wahrscheinlich, dass nach der LB in Woche 12 bis Woche 15 ein sprunghafter Anstieg um 5 M.-% oder 1,7 M.-% pro Woche erfolgt ist. Vielmehr sind auch hier bei der geringen Anzahl von nur drei Probekörpern trotz Mittelung offensichtlich noch größere Ausreißer in beide Richtungen möglich.

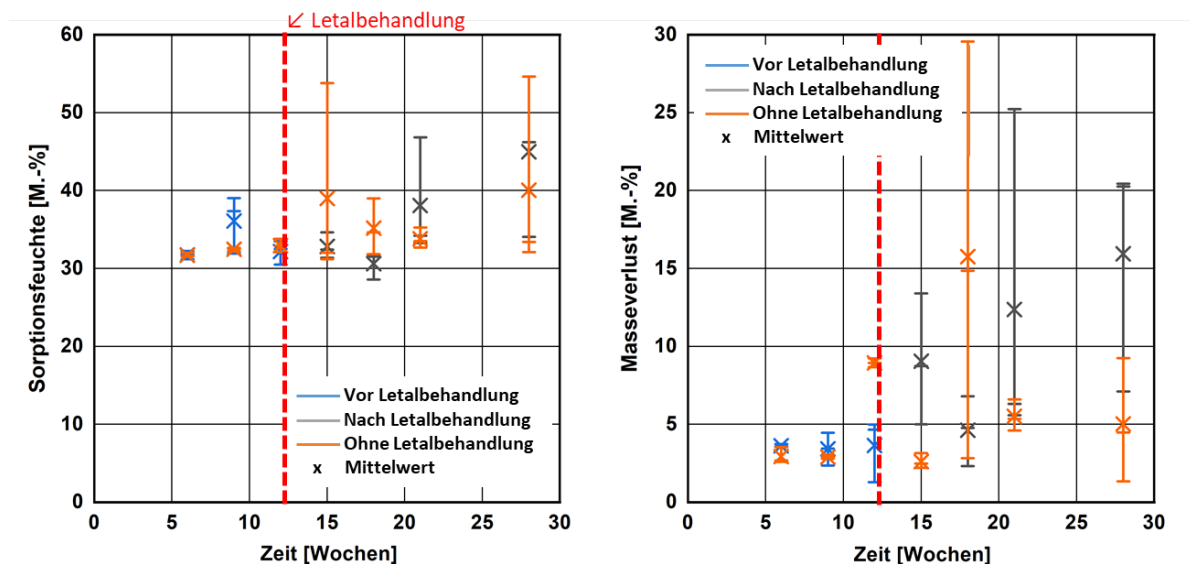


Abb. 5.4.20: Sorptionsfeuchte (links) und Masseverlust (rechts) der Proben mit oder ohne Letalbehandlung nach 12. Woche. Jeweils drei ermittelte Werte sind mit deren Bandbreite (Linie) und Mittelwert (x) dargestellt.

Diskussion

Die Ergebnisse scheinen zu zeigen, dass bei den vorgeschädigten PK im zweiten Versuchsabschnitt nach der Letalbehandlung ein stärkerer Masseverlust auftritt als vorher. Im Kontext der Untersuchung der im Autoklav sterilisierten Probekörper kann ausgeschlossen werden, dass die Letalbehandlung die PK in einer Weise verändert, dass diese im Anschluss anfälliger gegen Holzfäulepilze sind als zu vor. Dies hätte bei den autoklavierten PK in noch deutlicherer Weise auftreten müssen, was aber nicht der Fall war (vgl. Kapitel 5.4.2.2). Es kann aber nicht ausgeschlossen werden, dass der nach der Letalbehandlung verwendete Pilz eine höhere Vitalität

hatte als der zu Beginn verwendete Pilz. Um diese zu überprüfen, sollten bei künftigen Untersuchungen, falls möglich und finanzierbar, entsprechende Referenzproben mitgeführt werden.

Die Frage, ob vorgeschädigte Materialien anfälliger sind als nicht geschädigte kann aus der durchgeführten Untersuchung nicht eindeutig abgeleitet werden. Im Vergleich zur Box ohne Letalbehandlung ist bei den PK nach Letalbehandlung tendenziell ein kontinuierlicherer und stärkerer Materialabbau zu beobachten. Ggf. wäre es sinnvoll gewesen, den Masseverlust in der zweiten Versuchshälfte jeweils auf das Gewicht der Probekörper (nach der Vorschädigung) zu Beginn dieser Periode zu beziehen – dies steht allerdings aufgrund der Versuchskonzeption nicht zur Verfügung. Tendenziell sollte auf der sicheren Seite liegend davon ausgegangen werden, dass vorgeschädigtes Holz ggf. leicht schneller von Pilzen befallen und abgebaut wird als nicht vorgeschädigtes – es ist also hier eine erhöhte Vorsicht und eine geringere Toleranz bezüglich der prognostizierten Bedingungen sinnvoll. Eine quantitative Aussage ist auf Basis der bisher erzielten Untersuchungsergebnisse jedoch nicht möglich.

5.4.3.5 Zusammenfassende szenarioübergreifende Beobachtungen

Die bei den verschiedenen Versuchen ermittelten Masseverluste lagen im Bereich von weniger als 1 M.-% bis maximal etwa 30 M.-%. Abb. 5.4.21 zeigt die nach verschiedenen Inkubationsdauern entnommenen und getrockneten aufsteigend sortiert nach deren Masseverluste. Der verwendete Holzfäulepilz *Coniophora puteana* bzw. auf Deutsch Brauner Kellerschwamm hinterlässt beim Abbau der Zellulose im Holz braune Flecken, daher der Name und die Zugehörigkeit zur Familie der „Braunfäule-Pilze“. Beim geringsten gemessenen Masseverlusten von 0,9 % (erstes Bild oben links) ist bereits eine leichte braune Verfärbung des Holzes zu erkennen, die bei 1,4 M.-% (zweites Bild von oben links) war bereits etwas intensiver wird, aber immer noch eher hell ist. Mit steigenden Masseverlusten nehmen Anzahl und Intensität der braunen Flecken weiter zu. Ab etwa 20 M.-% ist die Oberfläche zusätzlich teilweise mit flaumigem, feinfaserigem Myzel überzogen. Die Verfärbungen breiten sich leicht verstärkt entlang (gut erkennbar bei der Probe mit 3,5 M.-% Masseverlust) aber auch unabhängig von der Faserrichtung aus (Probe mit 15,0 M.-% Masseverlust). Insgesamt waren breitet sich der Pilz und damit Verfärbung recht gleichmäßig in allen Richtungen aus – im Unterschied zum Schimmel sind auch die Rückseiten in gleicher Weise betroffen wie Abb. 5.4.22 oben zeigt. An den Anschnitten ist einigen Fällen (Abb. 5.4.21 unten rechts und Abb. 5.4.22 oben rechts) gut erkennbar, dass sich die Verfärbung auch in die Tiefe des Probekörpers in vergleichbarer Weise ausbreitet wie an dessen Oberfläche.

Mit Myzel beimpft

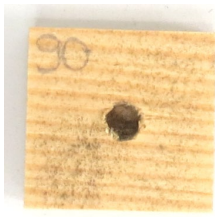


0,9



1,4

Mit Dübeln beimpft



1,3



1,4



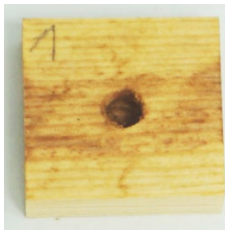
2,2



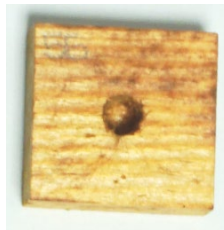
2,4



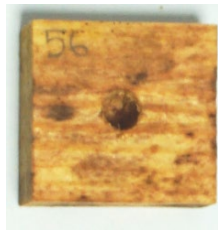
3,0



3,5



5,0



8,7



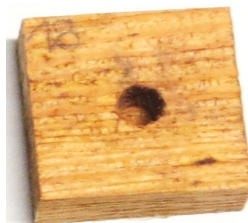
9,2



13,0



15,0



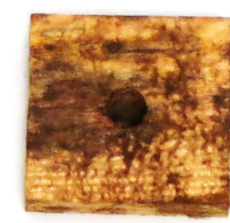
18,7



20,5



28



30

Abb. 5.4.21: Ansicht der getrockneten Probekörper aus den verschiedenen Versuchsszenarien sortiert nach aufsteigendem Masseverlust. Nur die ersten beiden Probekörper wurden mit Myzel, die übrigen mit Dübeln beimpft.

Abb. 5.4.22 zeigt den Vergleich von Vorder- und Rückenseite einiger Probekörper nach 36 Wochen Inkubation. Es wurden Probekörper sowohl als dem Lang- als auch aus dem Kurzfrist-Szenario ausgewählt. Die Proben aus Box 2 des Kurzfrist-Szenarios wiesen Schimmelpilzbefall auf (im Bild unten). Im Unterschied zur Verfärbung durch die Holzfäule, die auf beiden Seiten in fast identischer Intensität zu beobachten ist, ist vom Schimmelpilz nur die Vorderseite betroffen. Dies bestätigt die Vermutung, dass die Schimmelpilzbildung maßgeblich durch die Bedingungen an der Probenoberfläche determiniert sind, die schon auf der Rückseite des Probekörpers etwas

abweichen, während die Holzfäule eher auf die Gesamtfeuchte des Probekörpers reagiert und dieser Bewuchs dementsprechend homogener und gleichmäßiger ausfällt.

Vorderseite



Rückseite



Vorderseite



Rückseite



Abb. 5.4.22: Probekörperansicht Vorder und Rückseite nach 36 Wochen Inkubation bei langfristigen (oben) und kurzfristigen Feuchtewechseln in Box 2 (unten)

5.4.4 Weiterentwicklung des instationären Prognosemodells

Auf der in Kapitel 5.4.1.2 beschriebenen Basis soll das in einer ersten Entwurfsform verfügbare instationäre Prognosemodell ergänzt und weiterentwickelt sowie validiert und für die Anwendung in der Planungspraxis ertüchtigt werden. Dazu ist die Implementierung einer geeigneten Initiationsphase erforderlich, die bei Holzfäule mehrere Tage bis Wochen oder sogar Monate dauern kann, und die die Etablierung des Pilzes im Holz beschreibt, bis dieser in der Lage ist, das Holz abzubauen. Weiterhin wird das im Anschluss voranschreitende Pilzwachstum indirekt über den Masseabbau des Materials abgebildet. Hier kann von einer starken Korrelation ausgegangen werden, da der Pilz das Holz als Nährstoff verwendet und die abgebaute Masse verstoffwechselt

und in Teilen in Pilzmyzel umwandelt. Diese beiden Teile werden auf Basis der Laborversuche aus früheren Projekten und der Literatur sowie auf den ergänzenden Laborversuchen aus diesem Projekt entwickelt. Die neu durchgeführten instationären Versuchsergebnisse ermöglichen zusätzlich eine instationäre Validierung des neuen Modells. Für die Validierung werden auch weitere Objektuntersuchungen sowie Konstruktionen herangezogen, die mit klassischen Verfahren und Grenzwerten nicht nachgewiesen werden können, bei denen aus Baupraxis und Nachweisbefreiung in Normen und Richtlinien aber bekannt ist, dass sie trotzdem auch langfristig funktionsfähig und schadensfrei bleiben.

5.4.4.1 Grenzkurve LID und Zunahme der Abbaugeschwindigkeit

Als untere Grenzkurve für beginnende Holzfäule und möglichen Masseabbau wird die im früheren Projekt vom IBP et al. (2016) vorgeschlagene, u.a. im Rahmen von ThermNat Projekt (Zirkelbach et al., 2023) bestätigte und in Abb. 5.4.23 links als Lowest Isopleth for Decay (LID) eingezeichnete Kurve verwendet. Die Kurve bedeutet, dass unterhalb der gekennzeichneten Kombinationen aus Temperatur- und Feuchtebedingungen auch langfristig im empfindlichen Nadel Splintholz keine Holzfäule und kein Masseabbau stattfinden können. Bei ausreichend langer Überschreitung können Holzfäulepilze im Material zu wachsen beginnen und dieses später abbauen.

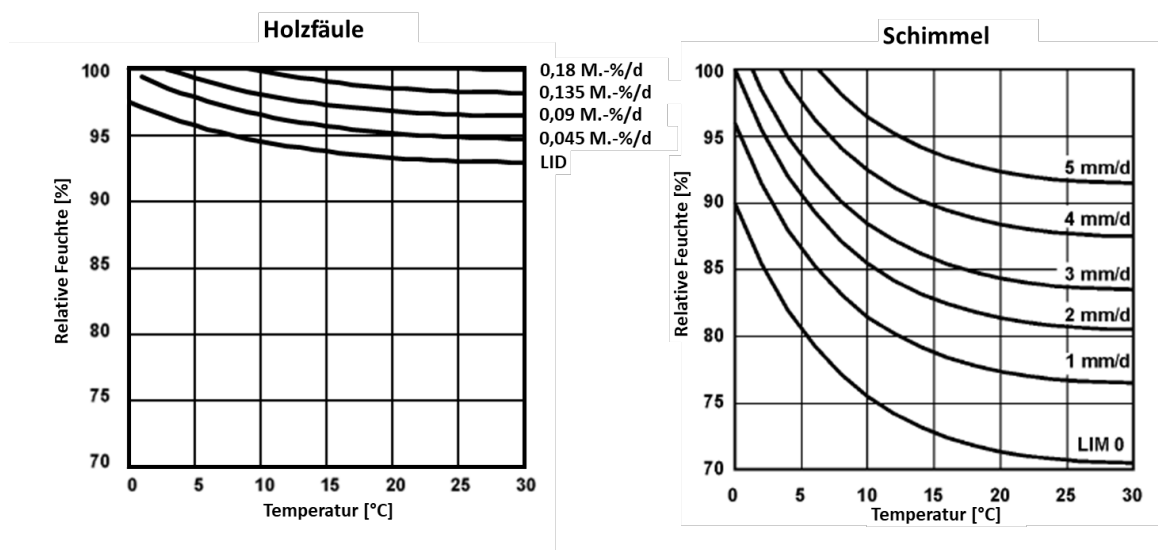


Abb. 5.4.23: Unterste Grenzkurve Lowest Isopleth for Decay (LID) und aus den Versuchen abgeleitete Kurven für die Holzabbaurate (links) im Vergleich zum Lowest Isopleth for Mould (LIM) und den Myzelwachstumsraten für Schimmel auf optimalem Nährboden (rechts).

Die wichtigsten Basisparameter für die Kurve wurden aus den Masseverlusten der bei konstant bei 25 °C und 100 % r.F. inkubierten Probekörper abgeleitet, da bei diesen optimalen Bedingungen der Holzabbau am deutlichsten und gleichmäßigsten fortgeschritten ist. Mit der aus dem Versuch abgeleiteten und hinterlegten Holzabbau-Geschwindigkeit von 0,18 M.-%/Tag liegen die Werte tendenziell mit etwas Abstand über fast allen im Versuch gemessenen Werten, die in Abb. 5.4.24 zusammen mit der für diese Verhältnisse abgeleiteten Abbau-Gerade mit der Steigung von 0,18 M.-% pro Tag dargestellt sind. Im Vorgriff auf das nächste Kapitel startet die Kurve erst nach

einer Initiationsphase, die bei den nahezu optimalen Bedingungen von 25 °C und 100 % r.F. etwa 5 Tage dauert. Nur ein einziger Messwert bei knapp unter 30 M.-% nach 18 Wochen Inkubation liegt über, alle anderen Werte teils deutlich unterhalb der Kurve.

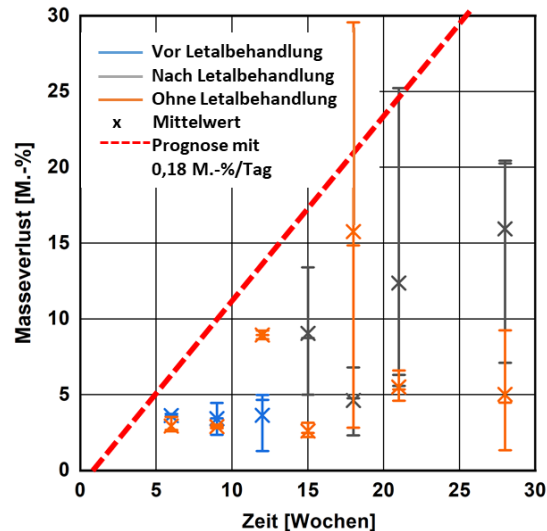


Abb. 5.4.24: Untersuchungsergebnisse zum Masseverlust bei Inkubation bei 25 °C und 100 % r.F. (Kapitel 5.4.3.4) im Vergleich zur Prognose mit dem Ansatz der Abbaugeschwindigkeit von 0,18 M.-%/Tag.

Die übrigen Abbauraten wurden zwischen den Bedingungen bei 100 % r.F. und 25 °C bis zur LID-Kurve bei der gleichen Temperatur linear interpoliert. Für die Abbauraten wurden allgemein etwas großzügiger auf der sicheren Seite liegende Annahmen im Vergleich zu den reinen Messergebnissen vorgenommen, da das neue Modell auch mit diesen Sicherheiten noch deutlich höhere Bedingungen zulässt als bisher verfügbare Grenzwerte oder Prognosemodelle (Kapitel 5.4.1). Die temperatur- und feuchteabhängigen Abbauraten sind in Abb. 5.4.23 links in M.-% pro Tag ergänzt. Für die nicht direkt abgedeckten Bereiche wird in Analogie zum bereits lange bewährten Myzelwachstumsmodell für Schimmelpilze auch bei den Holzfäulepilzen davon ausgegangen, dass der prinzipielle Kurvenverlauf beibehalten werden und die Abbaukurven vereinfacht in y-Richtung äquidistant über der untersten LID-Kurve angeordnet werden können. Dies wird dann später im Rahmen der Validierung noch überprüft.

5.4.4.2 Berücksichtigung der „Initiationsphase“

Die Initiationsphase beschreibt den Zeitraum, den der Holzfäulepilz benötigt, um auszukeimen und sich soweit im Umgebungsmaterial zu etablieren, dass danach ein Masseabbau möglich und messbar ist. Für die Dauer der Initiationsphase (Dauer bis zum ersten Masseverlust) liefert Viitanen et al. (2010) einen mathematischen auf Laborversuchen basierenden Berechnungsansatz, mit dem diese für beliebige Randbedingungen aus Temperatur und relativer Feuchte ermittelt werden kann. Diese Dauern werden auch für die Kalibrierung des neuen Modells verwendet, da sie sich, soweit in den neuen Versuchen überprüft, gut mit den Ergebnissen decken. Im biohygrothermischen Modellansatz wird die Verzögerung über die physikalischen Eigenschaften

der Spore bzw. konkret über den Diffusionswiderstand der Sporenhülle abgedeckt, der Befeuchtung und Trocknung abhängig vom Umgebungsfeuchteniveau mehr oder weniger stark verlangsamt. Während beim Schimmelmodell nach Sedlbauer (2001) lediglich der Zeitraum bis zur unter dem Mikroskop beobachtbaren Keimung der Spore enthalten ist, wird für das Holzfäulemodell die in diesem Fall nicht überwachbare Keimung der Spore und die Etablierung des Pilzes im Material bis zum Beginn des Holzabbaus als erste messbare Größe zusammengefasst.

Der resultierende feuchteabhängige μ -Wert der Modellsporenhülle wird so festgelegt, dass die bei den verschiedenen Temperatur- und Feuchtekombinationen ermittelten Verzögerungen bis zum ersten Masseverlust im Modell entsprechend abgedeckt werden können.

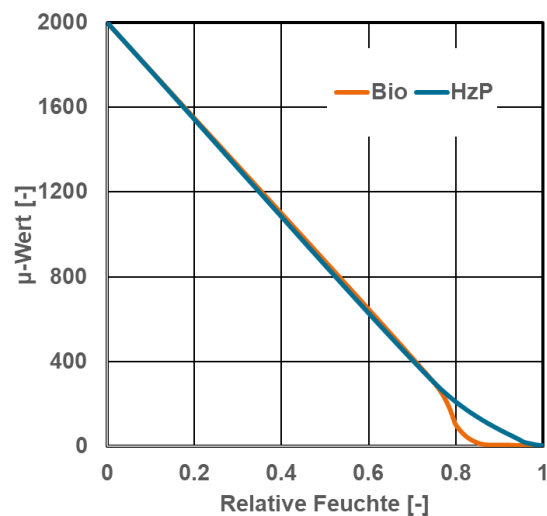


Abb. 5.4.25: Feuchteabhängiger Diffusionswiderstand (μ -Wert) der Modell-Pilzsporenhülle für Holzfäule (HzP) im Vergleich zum Schimmel (Bio).

Um dies zu erreichen, muss die variable μ -Wert-Kurve der Modellsporenhülle (blau) im hohen Feuchtebereich zwischen 80 und 100 % erkennbar höhere Diffusionswiderstände aufweisen als die für Schimmelpilze hinterlegte Kurve (orange). Das durch iterative Anpassung erzielte Ergebnis ist in Abb. 5.4.25 dargestellt.

5.4.4.3 Kalibrierung und Validierung des Prognosemodells

Das Holzabbau-Prognosemodell mit dem Arbeitsnamen WUFI® HzP (für **H**olz **z**erstörende **P**ilze) wird anhand von Nachberechnungen der verschiedenen Laborversuche sowie anhand von Praxisbeispielen, Schadensfällen und der Simulation von nachweisfreien Konstruktionen aus Normen und Richtlinien kalibriert und validiert. Mit dieser Auswahl wird sichergestellt, dass zum einen die Ergebnisse aus den Laborversuchen gut und ausreichend auf der sicheren Seite liegend wiedergegeben werden können und zum anderen auch das reale Bauteilverhalten mit Referenzklimabedingungen so wiedergegeben wird, dass aufgrund der langjährigen Erfahrung als nachweisfrei festgelegte Konstruktionen funktionieren und rechnerisch nachweisbar sind, kritische Fälle an die Grenze kommen und Schadensfälle auch bei der Prognose durchfallen.

Die Simulationen der Versuche und Konstruktionen werden mit dem am Fraunhofer IBP entwickelten und vielfach validierten hygrothermischen Simulationsprogramm WUFI® (Künzel 1994) durchgeführt. Die resultierenden Temperatur- und Feuchtekombinationen an den kritischen Positionen im Bauteil werden ausgegeben und im neuen Postprozessor WUFI® HzP weiter analysiert und bewertet bzw. entsprechende Holzabbauwerte ermittelt.

5.4.4.3.1 Kalibrierung anhand der Nachberechnung der Laboruntersuchungen

Zunächst werden die durchgeführten Laborversuche nachberechnet. Als Randbedingungen werden die punktuell in den Inkubationseinheiten gemessenen Werte für die relative Feuchte und die Temperatur herangezogen. Fehlende Messdaten werden linear interpoliert. Die Temperatur wird mit konstant 25 °C angesetzt – die wenigen auftretenden Temperaturabweichungen werden durch Korrektur der relativen Feuchte so kompensiert, dass als maßgebliche Größe immer der richtige Wasserdampfpartialdruck resultiert. In der eindimensionalen Berechnung werden die Holzproben vereinfacht als Schicht mit Dicke 10 mm simuliert. Auf beiden Seiten wird ein für die Situation mit Ventilator in den Boxen repräsentativer Wärmeübergangskoeffizient von 11 W/m²K verwendet. Als Materialeigenschaften für Kiefer-Splintholz-Proben wird auf die Werte von Weichholz aus der WUFI-Datenbank zurückgegriffen. Die Feuchtespeicherfunktion endet bei 100 % r.F. bei einem Wassergehalt von etwa 30 M.-%. Dieser Wert ist aus zahlreichen Untersuchungen und Veröffentlichungen bekannt und repräsentiert auch recht gut, die bei den Versuchen sowie nach der Vorkonditionierung gemessenen Feuchtegehalte. Der ebenfalls häufig verwendete Endwert der Feuchtespeicherfunktion entsprechend dem Wassergehalt nach Unterwasserlagerung erreicht deutliche höhere Werte für die freie Sättigung. Dieser Unterschied spielt bei einer normalen Einbausituation nur eine untergeordnete Rolle, da hier nur selten und über kurze Zeiträume 100 % r.F. ohne Tauwasserbildung auftreten. In der speziellen Laborsituation ist aber der rein über Sorption erzielbare Wert der maßgeblichere.

In Abb. 5.4.26 werden die gemessenen und simulierten Feuchtegehaltsverläufe der PK bei den verschiedenen Laboruntersuchungsszenarien miteinander verglichen. Oben im Bild sind die vorgegebenen Verläufe der relativen Luftfeuchte in der Inkubationseinheit dargestellt. In der Mitte sind die gemessene und berechnete Sorptionsfeuchtegehalte in den Probekörpern. Die berechneten Sorptionsfeuchtegehalte verlaufen analog zur relativen Luftfeuchte darüber, da die dünnen Holzprobekörper mit 10 mm Dicke bei durch den Ventilator bewegter Luft recht schnell den Gleichgewichtszustand erreichen. Bis Woche 12 liegen drei Sorptionsfeuchtegehalte beim Langfrist-Feuchtewechsel-Szenario (links im Bild) bei über 30 M.-%, während die simulierten Werte durch die beschriebene Definition der Feuchtespeicherfunktion nicht über diesen Wert steigen können. Die Überschreitung von 30 M.-% tritt in der Messung nicht während der Vorkonditionierung sondern erst in den Inkubationseinheiten zusammen mit Holzabbau auf. Wie bereits erläutert (Kapitel 5.4.3.4), wird beim Holzabbau durch den Stoffwechsel des Pilzes Wasser frei, das dann zu höheren Feuchtegehalten in den Proben führt. In der Simulation wird diese durch die biologische Aktivität entstehende Feuchte nicht berücksichtigt - der Feuchtegehalt bleibt somit

auf der freien Sättigung bei 30 M.-% beschränkt. Da im Modell der Holzabbau durch die relative Feuchte determiniert wird, spielt die Abweichung im Übersättigungsbereich für die Bewertung keine Rolle – Bei werten von 30 M.-% werden dementsprechend die gleichen Holzabbauwerte ermittelt wie bei 33 oder 35 M.-%. Die prognostizierten Masseverluste sind jeweils im unteren Bild im Vergleich zu den Messungen dargestellt.

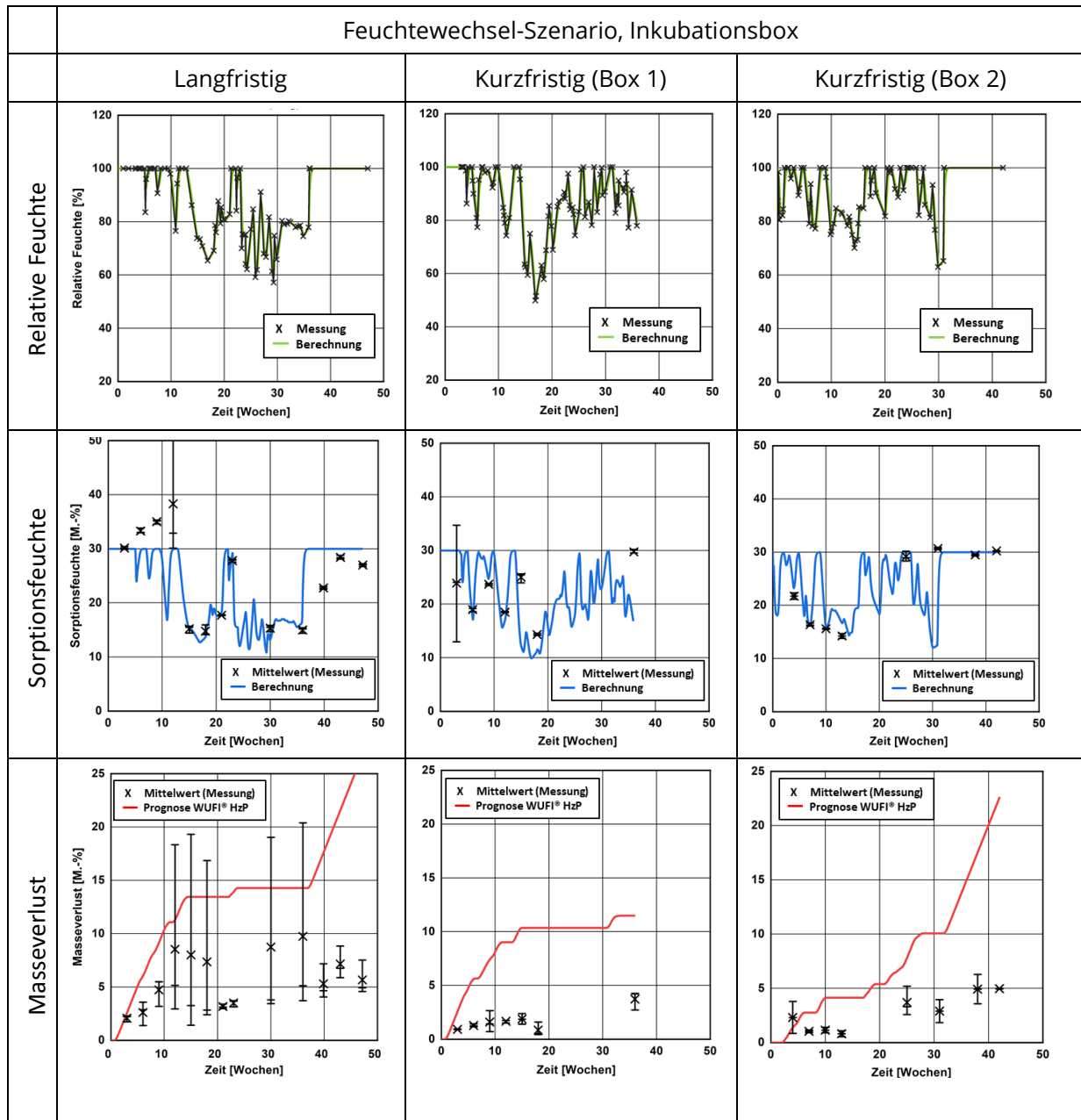


Abb. 5.4.26: Gemessene und dazwischen linear interpolierte Feuchteverläufe in den Boxen (oben), gemessene und simulierte Sorptionsfeuchtegehalte (Mitte) sowie gemessene und mit WUFI® HzP prognostizierte Masseverluste (unten).

Die Prognose der Masseverluste mittels WUFI® HzP zeigt für die Phasen mit hoher relativer Feuchte von 100 % einen weitgehend linearen Anstieg der Masseverluste und bei den Phasen mit niedriger relativer Feuchte eine Stagnation des Masseabbaus. Die gemessenen und simulierten Werte sind

qualitativ in ihrem Verlauf und dem Wechsel aus Zunahme und Stagnation ähnlich – die Phasen sind aber in der Messung weniger deutlich ausgeprägt und liegen quantitativ um etwa 50 % niedriger. Letzteres entspricht der Erwartung und der Auslegung des Modells, ersteres ist auf die große Bandbreite der Messwerte, zeitliche Verzögerungen und zahlreiche weitere Unsicherheiten zurückzuführen, die bei biologischen Messungen eher die Regel als die Ausnahme darstellen. Trotz der Abweichungen im Detail, bleibt die Grundtendenz erhalten und die Prognose liefert wie die Messung im Langfrist-Szenario sowie im Kurzfristszenario Box 2 über den Gesamtzeitraum etwa doppelt so hohe Masseverluste wie im Kurzfristszenario Box 1 mit längerer Trockenphase. Das gleiche gilt auch für die Messwerte.

Lediglich beim Langfristszenario ganz links im Bild liegen einige Messwerte während der Trockenphasen über der Prognosekurve. Werden alle drei gleichzeitig entnommenen Probekörper gemittelt, liegt der resultierende Wert wieder deutlich unter der Modellkurve. Wenn ein Modell alle „Ausreißer“ auf der sicheren Seite abdecken wollte, würde es sich vermutlich zu weit von den zu erwartenden Verhältnissen entfernen. Die Sicherheit bezogen auf alle Messwerte ist bereits jetzt erheblich und wird als mehr als ausreichend angesehen. Der große Abstand zwischen Prognose und den Messwerten aus dem Kurzfrist-Szenario dürfte teilweise auch durch den Schimmelbefall zurückzuführen sein, der das Wachstum der holzerstörenden Pilze zumindest temporär wohl etwas bremst. Besser als die Korrelation der Simulation mit den gemessenen Masseverlusten ist die mit den gemessenen Sorptionsfeuchtegehalten. Das niedrigere Sorptionsfeuchteniveau in Box 1 führt konsequenterweise auch zu einer deutlich niedrigeren Masseabbauprognose im Vergleich zu Box 2.



Abb. 5.4.27: Probekörperansicht jeweils dreier getrockneter Proben nach 36 Wochen Inkubationszeit aus dem Kurzfrist-Feuchtwechsel-Szenario Box 1 (oben) und Box 2 (unten).

Abb. 5.4.27 zeigt jeweils drei exemplarische Probekörper nach 36 Wochen Inkubationszeit aus dem Kurzfrist-Feuchtwechsel-Szenario. Dabei wird deutlich, dass der Schimmelbefall in Box 2 (unten)

deutlich stärker ausgeprägt ist als in Box 1 (oben). Die bereits diskutierte temporäre Hemmung der Holzfäulepilze durch den Schimmelpilzbewuchs könnte abgesehen von den üblichen Unsicherheiten bei biologischen Versuchen erklären, warum am Ende der Inkubationszeit in Box 2 immer noch weitgehend stagnierende Masseverluste gemessen werden, obwohl sowohl die relative Luftfeuchte als auch die Sorptionsfeuchte der Probekörper fast 10 Wochen im optimalen Bereich liegen. Dies würde gemäß Prognosemodell in den letzten Wochen einen steilen Anstieg der Masseverluste erwarten lassen.

Damit kann zusammenfassend folgendes festgestellt werden: Nur in 5 von 84 Messwerten wurde in einem Szenario temporär ein höherer Masseverlust als bei der Prognose beobachtet – im Mittel über alle drei Messwerte zum gleichen Zeitpunkt war das dagegen nie der Fall - und selbst bei diesen Überschreitungen lag das Modell im weiteren Verlauf wieder signifikant höher als ungünstigsten Messwerte. Die Nachberechnung der Laborversuche zeigt also, dass das Modell auf jeden Fall ausreichend, in vielen Fällen sogar weit auf der sicheren Seite liegt.

5.4.4.3.2 Validierung auf Basis von nach DIN 4108-3 nachweisfreien und nicht nachweisfreien Konstruktionen

Weiterhin wird das Prognosemodell anhand von nachweisfreien Konstruktionen überprüft, die sich in der Praxis bewährt haben, obwohl sie in einigen Fällen und mit den bisher verfügbaren Grenzwerten nicht nachweisbar waren. Ziel und Anspruch an das neue instationäre Bewertungsmodell ist u.a. das auch solche Konstruktionen nachgewiesen werden können und dementsprechend nicht oder nur leicht im kritischen Bereich liegen.

Exemplarisch wird ergänzend eine Konstruktion so „verschlechtert“ dass die die Anforderungen nicht mehr erfüllt und die Funktionsweise im Hinblick auf mögliche Holzfäule in Frage steht. Zum Vergleich werden auch die ersten beiden Bewertungsstufen herangezogen: der einfache Grenzwert von 20 M.-% nach DIN 68800 und die temperaturabhängige Grenzwertekurve zwischen 86 % und 95 % r.F. in den Poren des Holzes nach WTA 6-8.

Nachweisfreies nicht belüftetes Dach in Anlehnung an DIN 4108-3

Die exemplarisch dargestellte Konstruktion ist ein nicht belüftetes Dach mit Mineralwolle-Gefachdämmung in der Dicke von 0,188 m. Mit dieser Dämmstärke sind Mindestanforderung an den U-Wert nach GEG ($U = 0,2 \text{ W/m}^2\text{K}$) (Bundesgesetz, 2020) gerade erfüllt. Nicht belüftet im Sinne der Norm bedeutet, dass die Dämmebene selbst nicht belüftet ist – also eine Konstruktion, die auch als Warmdach bezeichnet wird, im Unterschied zum Kaltdach, bei dem die Dämmung direkt überlüftet ist. Die Konstruktion weist innenseitig einen leicht dampfbremsenden s_d -Wert von 1,0 m und außen eine diffusionsoffene Bekleidung mit einem minimalen s_d -Wert von 0,1 m auf – mit diesen Werten erfüllt das Bauteil die Anforderung für eine nachweisfreie Konstruktion nach Tabelle 3 in DIN 4108-3.

Die Randbedingung für die Simulation dieser Konstruktion sind in Tabelle 5.4.1 zusammengestellt.

Tabelle 5.4.1: Randbedingung für die Simulation der nachweisfreiem belüfteten Dachkonstruktion nach DIN 4108-3, Abschnitt 5.3.3.2 Nicht belüftete Dächer, Tabelle 3

Faktor	Variation
Oberfläche	
Wärmeübergangskoeffizient	außen: 30 W/m ² K (Effektiver Wert für ein nicht belüftetes Dach mit stark belüfteter Eindeckung) innen: 8 W/m ² K
s_d-Werte	0,1/1,0 (außen/innen)
Explizite Strahlungsbilanz	Verwendet
Kurzwellige Strahlungsabsorptionskoeffizient	0,22 (Effektiver Wert für ein nicht belüftetes Dach mit stark belüfteter heller Ziegeleindeckung)
Langwellige Strahlungsemissionszahl	0,9
Verschattung	Keine
Klima	
Außenklima	Feuchtereferenzjahr Holzkirchen mit um 20 % reduzierter kurzwelliger Strahlung (entsprechend der aktuellen Empfehlung für allgemeine Nachweisbefreiungen in Deutschland)
Innenklima	Bemessungsinnenklima nach DIN 4108-3 abgeleitet vom Außenklima
Feuchtequelle	Infiltrationsquelle in den inneren 5 mm der Holzschalung Luftdichtheitsklasse C: 5 m ³ /m ² h Höhe für den thermischen Auftrieb: 5 m
Neigung, Orientierung	60 °, Nord
Berechnungszeitraum	3 Jahre, Beginn 1. Oktober

Für die Holzfäule-Prognose werden die Verläufe der Temperatur und der relativen Feuchte in der in der Simulation zu Auswertezwecken ergänzten 10 mm dicken Schalung im letzten Jahr nach Erreichen des eingeschwungenen Zustands ausgewertet. Die Feuchte in dieser Schalung mit entsprechend reduziertem Diffusionswiderstand entspricht in etwa der Feuchte in der tatsächlich vorhandenen Ecke des Sparrens. In Abb. 5.4.28 sind die Simulationsergebnisse selbst (oben links) sowie die Auswertung nach DIN 68800 (oben rechts) nach WTA-Merkblatt (unten links) sowie mit dem neuen instationären Prognosemodell (unten rechts) dargestellt.

Die Auswertung zeigt, dass der Grenzwert nach DIN 68800 in der äußeren Schalung mit in der Spitze knapp 35 M.-% sowohl deutlich als auch langfristig für jährlich mehr als 5 Monate überschritten wird. Diese Auswertung würde ein eindeutiges Versagen der Konstruktion nach sich ziehen. Wird anstelle der einfachen Grenze die temperaturabhängige Grenzwertkurve nach WTA-Merkblatt 6-8 herangezogen, erscheinen die Verhältnisse bereits deutlich weniger kritisch. Da die

20 M.-% nur in den Wintermonaten überschritten werden, bleibt bei WTA nur eine geringe Überschreitung der dortigen Grenzwertkurve übrig, da die Feuchten bei niedrigen Temperaturen deutlich höher liegen dürfen. Aber auch hier bleibt bei Temperaturen unter 6 °C noch ein Überschreiten der zulässigen Werte übrig. Die Auswertung mit dem neuen Prognosemodell zeigt, dass die ermittelten Werte entweder immer noch unter der neuen Grenzwertkurve liegen, oder die zeitliche Überschreitung auf Grund zu kurzer Dauer unkritisch ist.

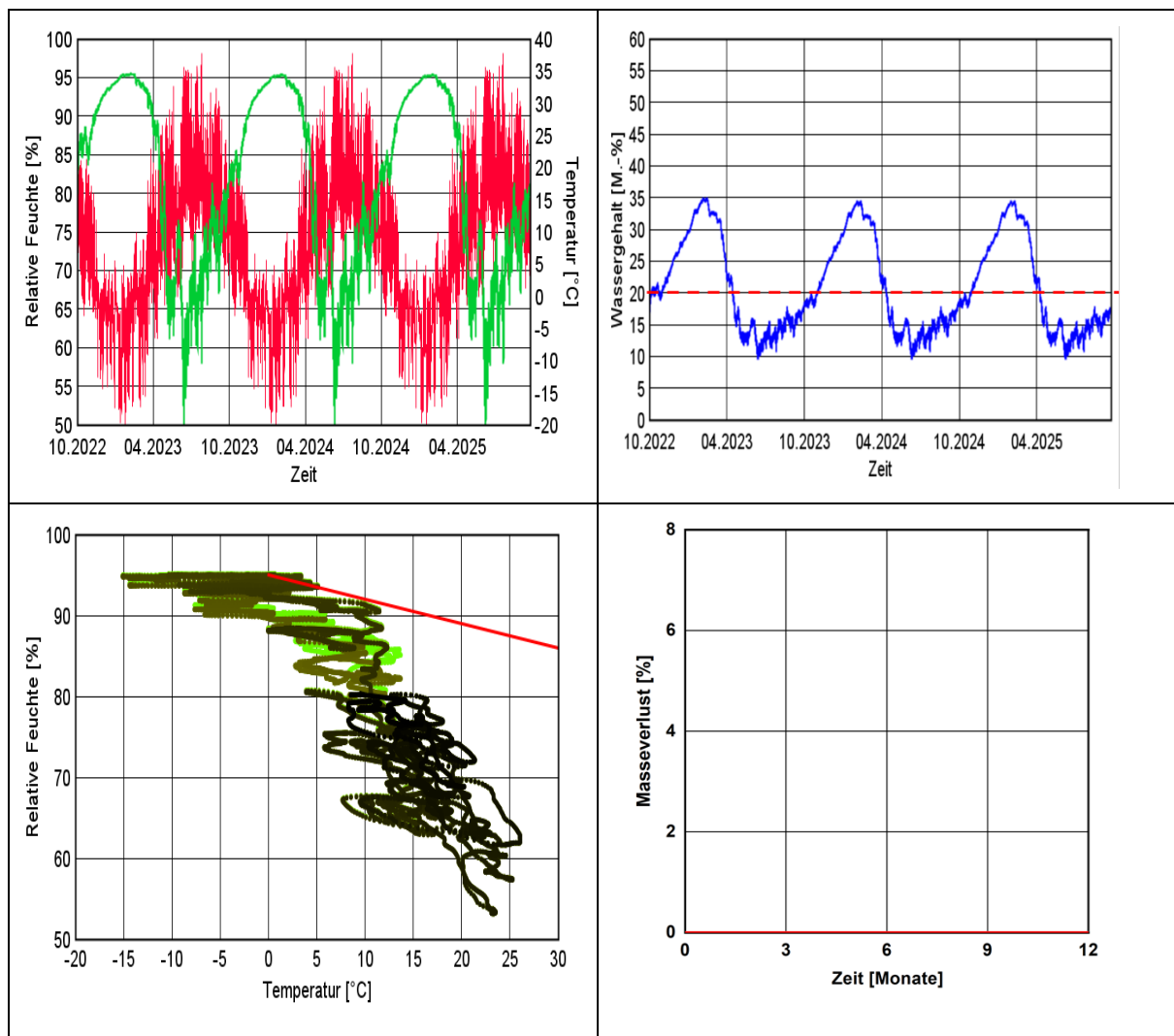


Abb. 5.4.28: Oben: Die Simulationsergebnisse einer nachweisfreien Dachkonstruktion nach DIN 4108-3 (Verläufe von Temperatur und r.F., Wassergehalt in der 10 mm dicken zu Auswertezwecken ergänzten Schalung) und unten: darauf basierende Auswertungen nach WTA 6-8 und mit WUFI® HzP.

Dach, das die maßgeblichen Kriterien der Nachweisfreiheit nicht mehr erfüllt

Die zunächst untersuchte nachweisfreie Konstruktion wird nun so verändert, dass die s_d -Wert-Verhältnisse innen und außen, die für das Vermeiden von Feuchteanreicherungen maßgeblich sind, die Vorgaben nicht mehr erfüllen. Unter mitteleuropäischen Bedingungen sind nach außen diffusionsoffene und nach innen dampfbremsenden Ausführungen günstig, da die Feuchte

maßgeblich aus dem Innenraum kommt und nach außen abgegeben wird. Um die aufgrund des Temperaturgefälles unterschiedlichen Dampfdruckgradienten innerhalb und außerhalb der Dämmebene zu kompensieren, lautet die o.a. Anforderung, dass der Diffusionswiderstand außen um den Faktor 10 geringer sein muss, wenn die raumseitig dampfbremsende Wirkung mit nur 1 m s_d -Wert am unteren Rand der zulässigen Bandbreite liegt.

In drei Varianten werden nun die s_d -Wert-Verhältnisse so verschoben, dass die Konstruktion im Vergleich zur Anforderung entweder innen diffusionsoffener oder außen diffusionshemmender ist. Die Variation ist in Tabelle 5.4.2 zusammengestellt.

Tabelle 5.4.2: Verwendete s_d -Werte für Außen- und Innenseite

Variante	Variante 1	Variante 2	Variante 3
s_d-Wert (außen/innen)	0,3 / 1,0	0,3 / 0,5	1,0 / 0,5

Die Simulationsergebnisse und die verschiedenen Bewertungen sind für die außenseitige Schalung sind in Abb. 5.4.29 dargestellt. Variante 1 ist bereits erkennbar ungünstiger als die nachweisfreie Konstruktion und erreicht hohe Feuchtegehalte in der zu Auswertezwecken ergänzten Schalung entsprechend etwa 96,5 % r.F. bzw. knapp 40 M.-%. Damit wird die Grenzkurve nach WTA 6-5 klar überschritten. Die Auswertung mit dem neuen WUFI® HzP zeigt dabei nur einen geringen, gerade beginnenden Masseverlust. Variante 2 ist entsprechend der weiter abweichenden s_d -Werte noch kritischer. Die prognostizierten Feuchtegehalte in der Schalung erreichen knapp 50 M.-% bzw. etwa 97,5 % r.F. Die Überschreitung der WTA-Grenzkurve fällt jetzt noch deutlicher aus und auch die instationäre Prognose liefert einen Masseverlust von etwa 1,5 M.-%. Erwartungsgemäß ist die nach außen diffusionsdichteste Variante 3 am kritischsten – hier in der Schalung fast 99 % r.F. bzw. 55 M.-% Feuchtegehalt erreicht. Die instationäre Prognose ermittelt einen Materialabbau im Umfang von ca. 6,4 M.-%.

Die Prognose mit WUFI® HzP für die untersuchten Dachkonstruktionen zeigt, dass die nachweisfreie Konstruktion zwar nicht gem. DIN 68800 und auch gerade nicht mehr mit der WTA-Merkblatt-Grenzzlinie mit dem neuen Modell dagegen schon noch nachgewiesen werden kann.

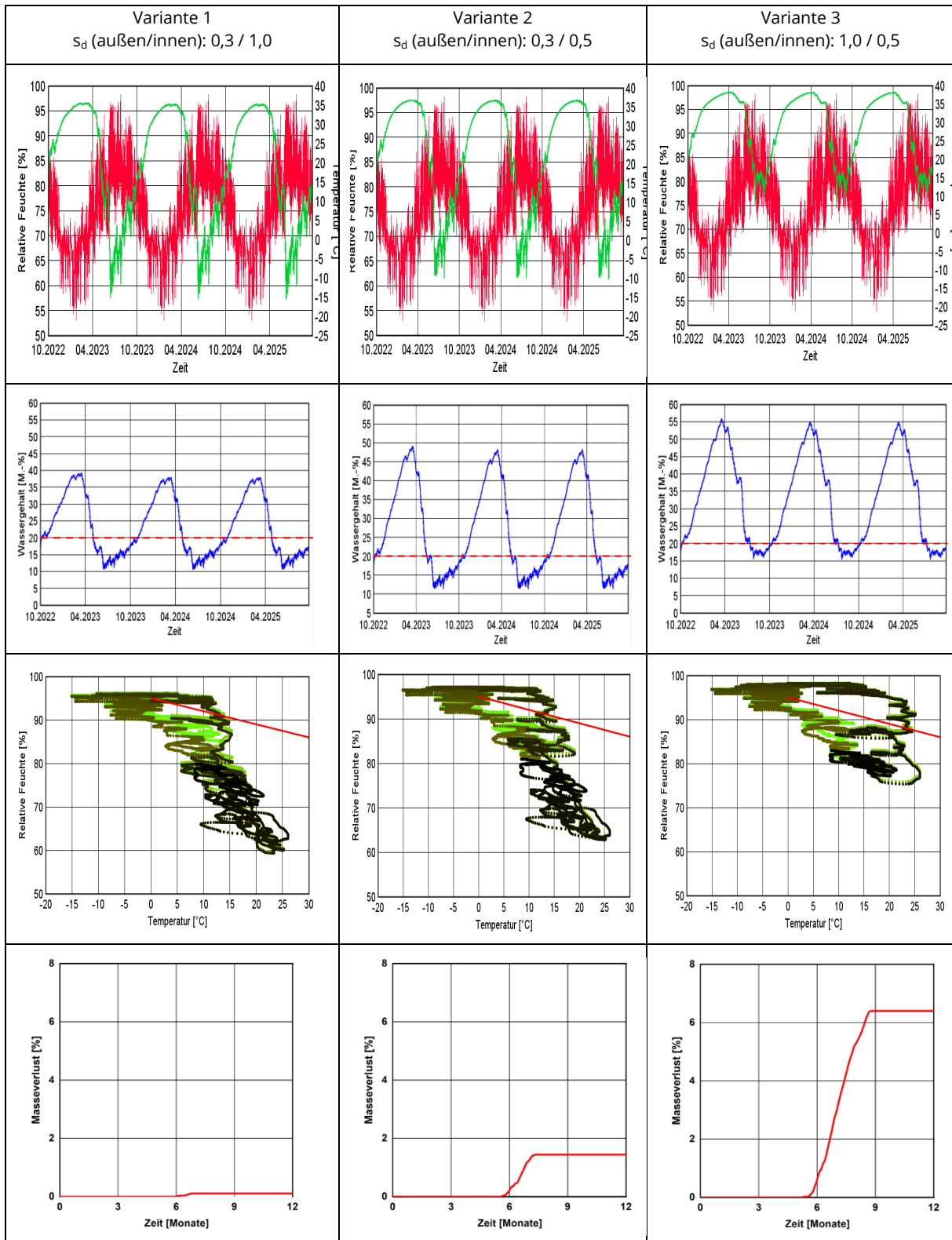


Abb. 5.4.29: Simulationsergebnisse und Bewertung der Feuchtegehalte in der außenliegenden Schalung bei Überschreitung der Anforderung für die Nachweisfreiheit in drei Stufen. Verläufe von Temperatur und relativer Feuchte (oben) und Wassergehalt (Mitte oben) über die berechnete drei Jahre. Die Auswertung der Holzfeuchte nach WTA 6-8 (Mitte unten) und Prognose des Masseverlusts mit WUFI® HzP (unten) bezieht sich jeweils auf das letzte Jahr.

5.4.4.3.3 Validierung auf Basis von Praxisfällen mit Schädigung

Beispiel 1: Gründach

Bei einer Dachkonstruktion mit extensiver Begrünung wurde nach ca. 5 Jahren eine Schädigung der Holzschalung unter der Dachabdichtung festgestellt. Die Konstruktion wird mit einer hygrothermischen Simulation nachberechnet und die ermittelten Verhältnisse mit den Beobachtungen verglichen. Die Konstruktion wurde mit den verwendeten Schichten und Materialien gem. dem tatsächlichen Aufbau eingegeben und die Eingabeparameter auf Basis der verfügbaren Informationen so gewählt, dass sie die realen Bedingungen bezüglich Nutzung und Außenklima möglichst gut widerspiegeln. Die 14 cm dicke extensive Begrünung wird auf der Dachabdichtung aufgebracht. Darunter befindet sich eine 2,4 cm dicke Fichtenholzschalung, 24 cm Mineralfaserdämmung WLG 035 und eine Dampfbremse mit s_d -Wert 150 m.

Abb. 5.4.30 zeigt, dass die Feuchteverhältnisse in der außen liegenden Schalung über die Jahre immer weiter steigen. Die Konstruktion ist also systematisch nicht funktionsfähig.

Der Startfeuchtegehalt in der Schalung wurde mit 20 M.-% angenommen – laut Gutachter bestand aber der Verdacht, dass hier evtl. deutlich höhere Feuchtegehalte infolge Beregnung aufgetreten sind. Auch vom bereits erhöhten Feuchteniveau aus ist keine Trocknung sondern nur ein weiterer Anstieg zu verzeichnen, da die über Infiltration eindringende Feuchte weder nach außen noch nach innen aus der Konstruktion austrocknen kann. Der Grenzwert von 20 M.-% nach DIN 68800 bleibt dauerhaft überschritten. Auch die Auswertung nach WTA-Merkblatt zeigt Überschreitungen des Grenzwertes von Beginn an - zunächst nur im Sommer, später fast im ganzen Jahr.

Das Niveau der relativen Feuchte steigt gegen Ende des Berechnungszeitraums in der Schalung auf meist über 95 % r.F. Die Kombination des hohen Feuchteniveaus mit hohen Temperaturen ermöglicht zu diesem Zeitraum Holzfäule mit zunehmender Geschwindigkeit. WUFI® HzP prognostiziert den ersten Masseverlust nach ca. 4,5 Jahren. Da in der realen Dachkonstruktion nach ca. 5 Jahre ebenfalls Holzfäule an der Holzschalung zu sehen war decken sich diese Ergebnisse auf den ersten Blick.

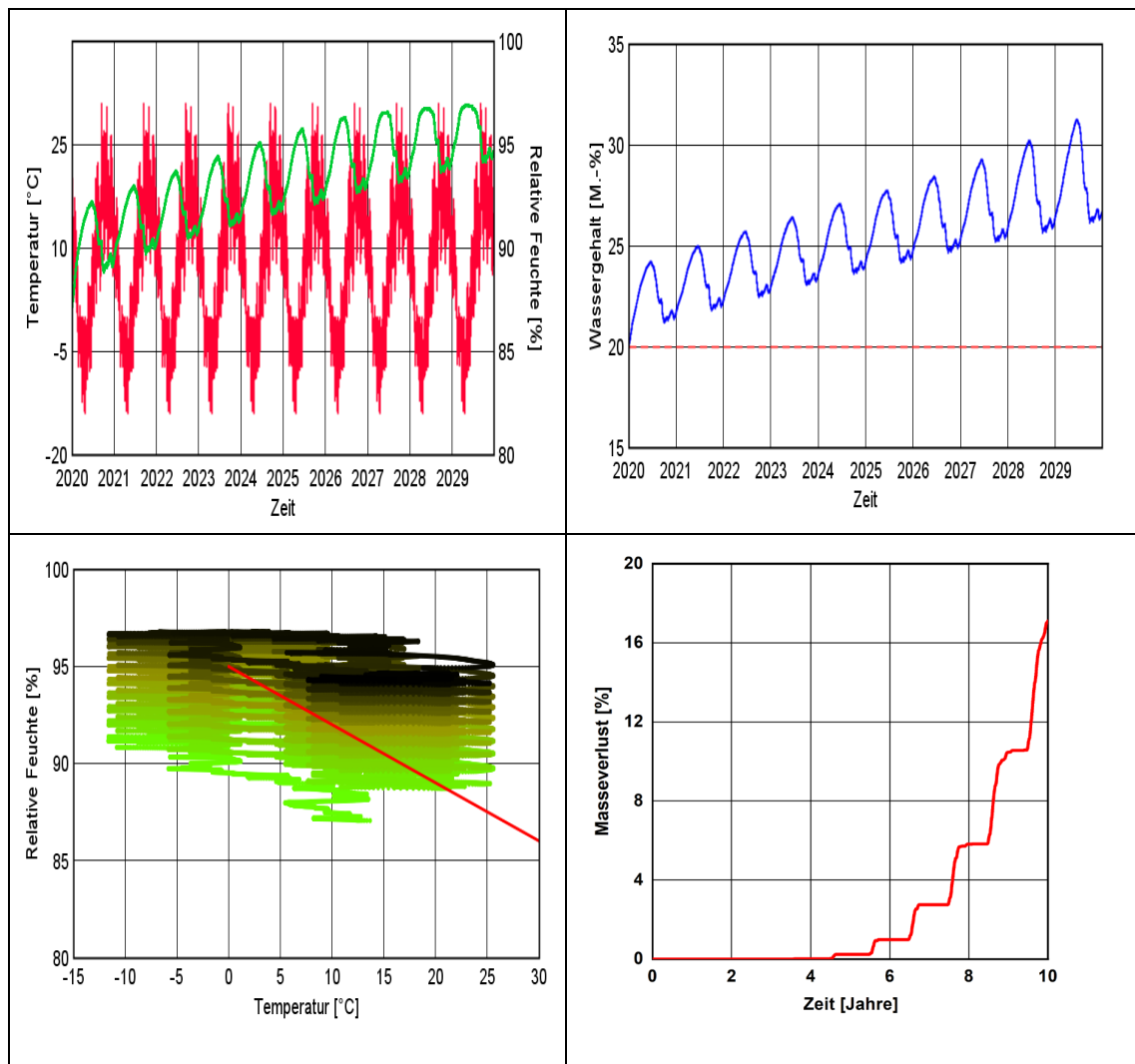


Abb. 5.4.30: Simulationsergebnisse und darauf basierende Bewertung des Holzfäulerisikos in der Holzschalung einer begrünter Dachkonstruktion, bei der nach ca. 5 Jahren Holzfäule festgestellt wurde. Ausgewertet werden die kritischen 10 mm der Holzschalung. Oben: Temperatur und relative Feuchte (links) und Holzfeuchte (rechts) Unten: Holzfäule-Auswertung mit der WTA-Grenzlinie (links) und prognostizierter Masseverlust mit WUF[®] HzP (rechts)

Dennoch decken sich die prognostizierten Masseverluste < 1 M.-% nach 5 Jahren nicht mit dem beobachteten Schadensbild, das auf deutlich größere Masseverluste zu diesem Zeitpunkt hinweist (Messwerte lagen nicht vor). Im Objekt wurde vor Schließen der Dachkonstruktion der Estrich eingebaut – deshalb bestand bereits der Verdacht, dass die Schalung eine deutlich erhöhte Einbaufeuchte aufwies. Weitere Untersuchungen zeigten, dass diese vermutlich im Bereich zwischen 23 und 28 M.-% lag. Dieses Niveau wird in der vorliegenden Simulation erst nach etwa 5 Jahren erreicht. Geht man von dieser erhöhten Einbaufeuchte aus, würden sich nach 5 Jahren die gegen Ende des 10jährigen Berechnungszeitraums einstellenden Masseverluste von ca. 16 M.-% ergeben, was dann gut mit den vorgefundenen Verhältnissen übereinstimmt.

Beispiel 2: Dach einer Kühlhalle

Zweites Beispielfall ist ein Dachraum einer Kühlhalle, in dem am Bodenbereich des Holzbalkens direkt auf der Betondecke geschädigt war. Dieser Zustand wird mit dem zweidimensionalen hygrothermischen Simulationsprogramm WUFI® 2D nachberechnet. Bei dieser Nachberechnung sind auch möglichst vorhandenen Informationen über verwendeten Materialien, Randbedingungen sowie Außen- und Innenklima verwendet. Zunächst wird der Eckbereich des Holzbalkens mit ca. 10 mm Länge und Breite ausgewertet und in Abb. 5.4.31 im linken Spalten sind die Ergebnisse zusammengestellt. Der Wassergehalt in diesem Bereich steigt Jahr zu Jahr leicht auf und erreicht im Sommer, wenn die warme Luft an der Decke der Kühlhalle (ca. 3 °C) kondensiert, bis zu ca. 45 M.-%, der ca. 94 % r.F. entspricht. Im werten Jahreshälfte bleibt der Holzfeuchte über den Grenzwert von 20 M.-% nach DIN 68800, und die temperaturabhängige Grenzfeuchte nach WTA 6-8 ist auch ca. einen Monat lang überschritten. Die simulierten Verläufe von r.F. und die Temperatur lassen sich aber mit WUFI® HzP kein Masseverlust innerhalb der betrachteten fünf Jahre prognostizieren.

Wird die Verteilung der Feuchtigkeit im Eckbereich genauer betrachtet (Abb. 5.4.32), ist es festzustellen, dass die Feuchtigkeit im engen Bereich an der Ecke konzentriert ist und somit die Mittelwerte in 10 x 10 mm Bereich deutlich niedriger wird als die konzentrierte Stelle. Deswegen wird der ca. 5 x 5 mm Bereich erneut ausgewertet. In diesem kleineren Bereich wird das deutlich höhere Feuchteniveau von mehr als 100 M.-% und knapp 100 % r.F. erreicht und dadurch der Grenzlinie nach WTA 6-8 ist deutlich überschritten und mittels WUFI® HzP nach fünf Jahre ca. 47 M.-% Holzabbau prognostiziert. In Abb. 5.4.31 sind die Simulationsergebnisse und die Holzfäule-Prognose mit zwei ausgewerteten Bereichen verglichen.

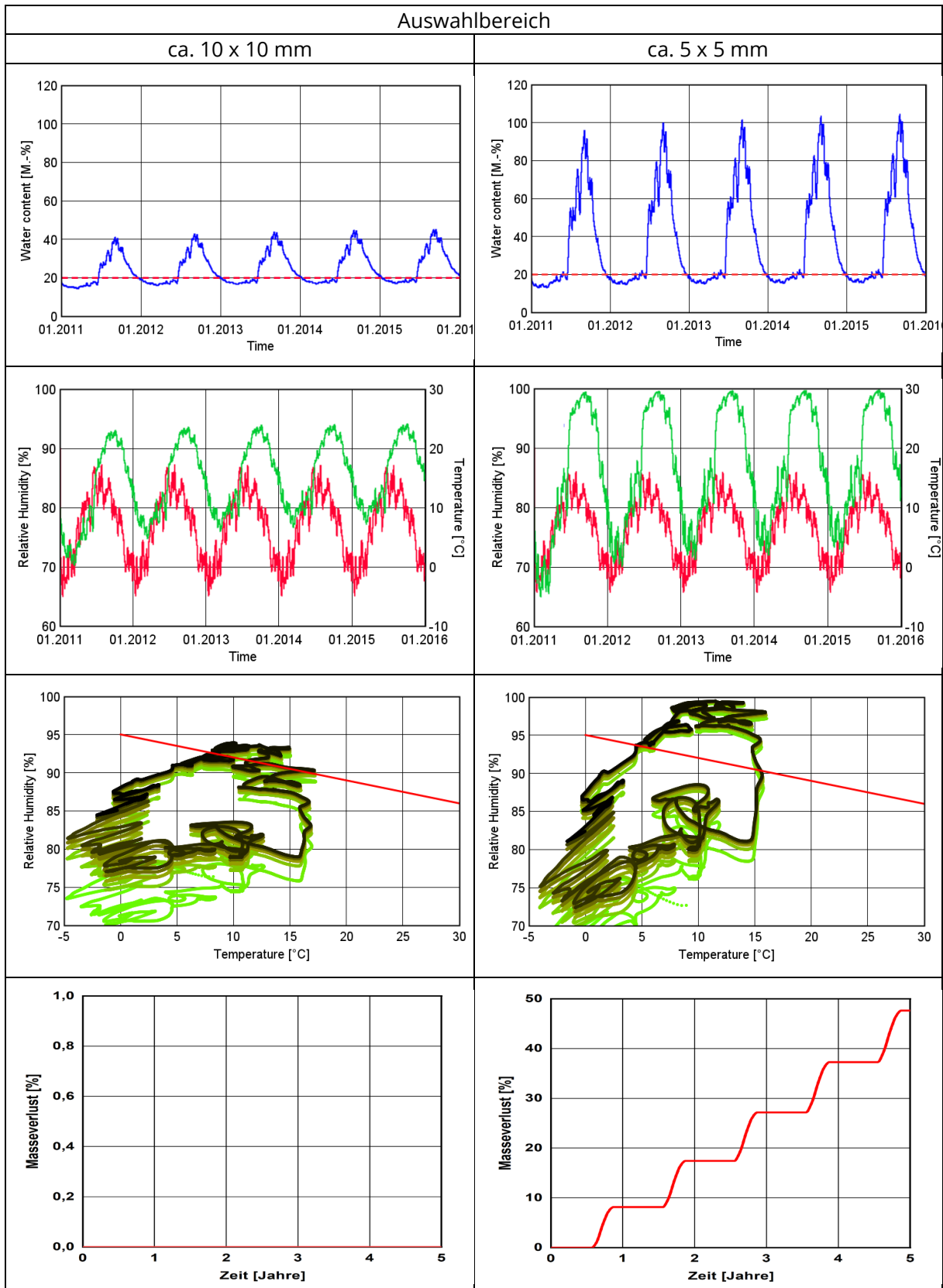


Abb. 5.4.31: Simulierte Verläufe des Wassergehalts (oben) und der relativen Feuchte mit Temperatur (2. von oben) in zwei verschiedenen Auswahlbereich für fünf Jahre. Untere zwei sind die Auswertungen der Ergebnisse nach WTA 6-8 und mittels WUFI® HzP.

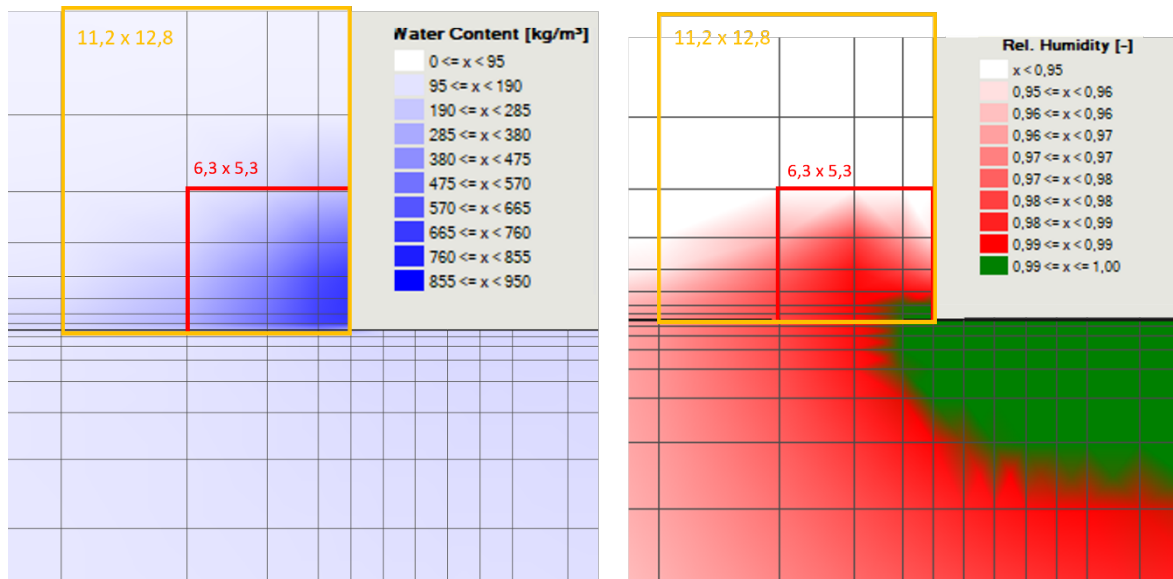


Abb. 5.4.32: Simulierte Verteilung von Wassergehalt (links) und relative Feuchte (rechts) im Eckbereich des Holzbalkens auf Betondecke. Die numerischen Gitter für die Simulation und die ausgewerteten Bereiche mit jeweiligen Längen sind mitgezeigt.

5.4.4.3.4 Nachträgliche Kalibrierung der Größe des Auswertebereichs

Bei der Nachberechnung der Laborversuche spielt der Auswertebereich naturgemäß keine Rolle, da die Probekörper alle homogen klimatisiert sind und nur bei den Feuchtwechseln die Dicke der Probekörper für eine gewisse Verzögerung bei Befeuchtung und Trocknung sorgt. Bei den nachweisfreien Konstruktionen und dem ersten Praxisbeispiel bleibt der Einfluss der Dicke des Auswertebereichs ebenfalls gering, die einige der Konstruktionen durch das Umgebungsklima beeinflusst werden und bei den anderen Fällen durch die jahreszeitlichen Schwankungen Feuchteumverteilungen abwechselnd in beide Richtungen stattfinden.

Bei der Nachberechnung des Holzbalkens über der Kühllhalle ist jedoch aufgefallen, dass sich unter diesen extremen Bedingungen (dauerhaft kalt und dampfdicht auf einer Seite) ein besonders ausgeprägtes Feuchteprofil einstellt, bei dem nahe am dichten kalten Rand auch erkennbar höhere Feuchtegehalte auftreten als bei Mittelung einer 10 mm dicken Schicht an dieser Position. Daraus ergibt sich die Frage, ob der Auswertebereich ggf. auf eine geringere Dicke reduziert werden sollte. Einerseits wäre ein solche Reduktion konsistent, da auch bisher bei feineren Bewertungskriterien der zu untersuchende Bereich verfeinert wurde: Die 20 M.-% nach DIN 68800 sind in der ganzen Schalung oder bei dickeren Bauteilen im 3 cm dicken Teilbereich auszuwerten. Die WTA-Grenzkurve wird dagegen im kritischen nur 1 cm dicken Teilbereich angewendet. Dementsprechend wäre bei weiterem Verschieben der Grenzen nach oben analog auch eine weitere Reduktion der Auswertedicke angemessen. Andererseits verschiebt der dünnere Auswertebereich die die zu bewertenden hygrothermischen Verhältnisse in einigen Fällen wieder weiter in den kritischen Bereich. Wie oben bereits erwähnt fällt der Unterschied in den meisten Fällen gering, im Beispiel des Kühldachs aber deutlich aus.

Eine abschließende Festlegung ist zum aktuellen Zeitpunkt nicht sinnvoll möglich. Es wird daher empfohlen, bei der Auswertung den kritischen 5-10 mm dicken Randbereich in Betracht zu ziehen. Dies gilt insbesondere dann, wenn stark ausgeprägte und langfristig wirkende Temperatur- oder Dampfdruck-Gradienten in eine Richtung auftreten. Im Zuge der weiteren Praxisvalidierung sollte v.a. bei der Nachberechnung von Schadensfällen weiter analysiert werden, welche Auswertebereichsdicke im Vergleich zu den beobachteten Schäden zur realistischsten Einschätzung führt. Weniger als 5 Millimeter erscheinen für die Auswertung aber aufgrund der Genauigkeit der Flüssigtransportkoeffizienten und Feuchtespeichereigenschaften, die im Labor auch nur mit begrenzter Genauigkeit in ihrer lokalen Verteilung erfasst werden können, als nicht mehr geeignet.

5.4.5 Ampelschema für die Holzfäule-Prognose

Für die praktischen Nutzung der entwickelten Holzfäule-Prognosemodell WUFI® HzP ist eine Ampelschema wünschenswert, um die Interpretation der Prognoseergebnisse zu unterstützen.

Die grüne Ampel erscheint sinnvoll, solange überhaupt kein Masseverlust prognostiziert wird. Das bedeutet, dass die Initiationsphase nicht abgeschlossen wurde, und somit die Holzfäulepilze sich nicht in einer Weise im Holz etablieren konnten, bei der ein Abbau des Materials möglich wird. Da die Prognose durch die Auswahl von Initiation und Wachstum jeweils bereits auf der sicheren Seite gegenüber den gemessenen Vorgängen liegt, erscheint dies angemessen.

Schwieriger ist die Definition der gelben Ampel. Diese soll für einen Bereich gelten, in dem Holzabbau zwar nicht mehr sicher ausgeschlossen werden kann, dieser aber für die gesamte Lebensdauer der Konstruktion in einem eher vernachlässigbar geringen Bereich bleibt und aus diesem Grund meist toleriert werden kann. Da in der Literatur teilweise schon bei geringem Holzabbau von erheblichem Festigkeitsverlust berichtet wird, wird der gelbe Bereich begrenzt auf Masseverluste bis maximal etwa 1 M.-%.

Bei höheren Masseverlusten schaltet die Ampel auf rot.

Zu beachten ist allgemein, dass Holzabbau erst ab dem Fasersättigungsbereich stattfindet, das sind je nach Holzart Werte ab ca. 27 M.-%t. Dies konnte durch die aktuellen Laboruntersuchungen nochmals bestätigt werden. Bereits ab etwa 22 M.-% kann die Feuchte auch die statische Tragfähigkeit des Holzes beeinträchtigen. Dieser Aspekt ist gesondert zu berücksichtigen und nicht in der Bewertung durch WUFI® HzP enthalten.

Das Prognosemodell enthält keine Parameter, mit denen man einen evtl. rascheren Abbau von vorgeschädigtem Material berücksichtigen könnte, da dies nicht eindeutig aus den entsprechenden Versuchen abgeleitet werden konnte. Die im Modell enthaltenen Sicherheiten sollten auch die allenfalls geringen Unterschiede bei Vorschädigung mit abdecken. Ggf. ist es sinnvoll, bei der Beurteilung von bekanntermaßen vorgeschädigten Schichten nur eine grüne Ampel und damit keinen zusätzlichen Masseverlust zu akzeptieren.

5.4.6 Zusammenfassung

Ziel des Arbeitspakets war die Erstellung, Validierung und für die Anwendung in der Planungspraxis geeignete Umsetzung eines instationären Prognosemodells für das Wachstum und den Materialabbau durch holzerstörende Pilze in einen Postprozessor.

Die für die Überprüfung und Weiterentwicklung des Modellansatzes erforderlichen ergänzenden Untersuchungen im Labor beinhalteten neben Untersuchungen zur Eignung der Sterilisierungs- und Beimpfungsmethoden sowie der Ermittlung von für die Holzfäulepilze letalen Bedingungen vor allem die Absicherung der bisherigen stationären Untersuchungsergebnisse, die quantitative Überprüfung der Initiationsphase, den Einfluss einer evtl. Vorschädigung, sowie Berücksichtigung instationärer Szenarien, da die instationäre Prognose auf Basis der bisher ausschließlich stationären Untersuchungen nicht sichergestellt werden konnte.

Die in den Laborversuchen ermittelten Masseverluste wurden in Korrelation zum optischen Erscheinungsbild der Probekörper gesetzt. Dies kann hilfreich sein, um eine erste Einschätzung der Schädigung auf Basis des optischen Erscheinungsbilds vorzunehmen. Eine Kontamination der Probekörper durch Schimmelpilze konnte trotz sorgfältiger Vorgehensweise nicht vollständig vermieden werden. Die in der Literatur oftmals erwähnte Hemmung des Wachstums holzerstörender Pilze konnte in den Versuchen nur bedingt beobachtet werden. Zwar verdrängt der Schimmel den Holzerstörer temporär an den Oberflächen, dieser setzt seine Aktivität im Inneren der Probekörper jedoch fort und es finden parallel dazu auch bereits Masseabbau statt. Später, vermutlich mit abnehmendem oberflächennahen Nährstoffangebot nimmt der Schimmelbefall wieder ab und verschwindet zum Schluss ganz. Die Beeinträchtigung der Versuche wurde zumindest bei den aufgetretenen Spezies als nicht signifikant eingeschätzt.

Auf Basis der Laborversuche konnte das Prognosemodell entsprechend weiterentwickelt werden. Dabei wurden:

- die temperatur- und feuchteabhängige Initiationsphase ergänzt
- der temperatur- und feuchteabhängige Masseabbau nach Abschluss der Initiationsphase integriert
- die implizit über Widerstand der Sporenwand gegen Feuchtaufnahme und -abgabe sowie die Feuchtespeicherung der Spore berücksichtigte hygrische Trägheit anhand der instationären Laborversuche überprüft

Die Letalität wurde im Modell nicht berücksichtigt, da sich die realistischerweise in Mitteleuropa im Einbauzustand erreichbaren Bedingungen als nicht letal erwiesen haben. Ebenso war in den entsprechenden Versuchen kein signifikant schnellerer Abbau von vorgeschädigtem Material erkennbar, so dass hier keine besondere Behandlung im Modell erforderlich ist.

Die Validierung anhand der Nachberechnung der Laborversuche, nachweisfreier Konstruktionen und spezifischer Schadensfälle konnte erfolgreich abgeschlossen werden. Das Modell liegt gegenüber den im Labor ermittelten Abbauprozessen immer noch klar auf der sicheren Seite.

Gegenüber den bisher zur Verfügung stehenden Bewertungskriterien kann nun mit WUFI® HzP eine deutlich näher am realen Verhalten liegende Prognose des Befalls und Abbaus von Holz durch holzerstörende Pilze ermöglicht werden. Das Modell befindet sich in der Entwurfsfassung und konnte im Rahmen des Projekts nur in begrenztem Umfang validiert werden. Weitere Validierungsfälle sind erforderlich, um die Praxis-Eignung des Modells zu bestätigen. Der Postprozessor wird nach Abschluss des Projekts als Beta-Version zur Verfügung stehen, so dass Anwender hygrothermischer Simulationssoftware ihre spezifischen Fälle mit der Software prüfen und bewerten können. Wenn sich das Modell auch hier bewährt, wird im nächsten Schritt im Kontext der WTA diskutiert, wie dessen Anwendung z.B. im Leitfaden 6-8 geregelt und bei weiterer Bewährung auch in die Normung übernommen werden kann.

5.5 Rückhaltevermögen für Tauwasser bzw. Kondensat an Oberflächen und in Grenzschichtbereichen (IBP)

5.5.1 Einleitung

5.5.1.1 Problematik

Wenn Tauwasserbildung auf nicht hygroskopischen Oberflächen in gedämmten Wandkonstruktionen auftritt, kann es zu Tauwasserablauf kommen, wenn die Tauwassermenge bestimmte Grenzen überschreitet. Je nach Situation kann dieses Phänomen dazu beitragen, die Wand zu trocknen, es kann aber auch zu einer Beeinträchtigung oder Schädigung des Materials führen, wenn sich das abgelaufene Wasser im unteren Bereich der Konstruktion ansammelt, wenn gar keine Drainage vorgesehen ist. Das Tauwasser-Ablauf-Risiko kann durch hygrothermische Simulation prognostiziert werden, wenn die maximal rückhaltbaren Tauwassermenge an der Oberfläche bzw. Grenzfläche zwischen Dämmstoff und benachbartem Material bekannt ist. Die bisher verfügbaren Grenzwerte sind nicht einheitlich, rangieren von 30 bis über 500 g/m² und sind damit teilweise zu vorsichtig und teilweise vermutlich zu großzügig.

5.5.1.2 Ziele

Ziel dieses Arbeitspakets ist es, die Grenzwerte der Tauwasserrückhaltung an freien Oberflächen und in an Oberflächen anliegenden Dämmstoffen zu ermitteln und die bisherigen pauschalen Werte durch materialabhängige (Dämmstoff, Grenzschichtmaterial) zu ergänzen bzw. zu erweitern. Dabei werden neben Mineralwolle auch Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen wie Holz- und Zellulosefaser untersucht. An der Grenzfläche kommen hydrophobe und hydrophile Materialien mit glatter und strukturierter Oberfläche zum Einsatz. In den Laborversuchen sollen dabei im Wesentlichen die realen Verhältnisse abgebildet werden, um möglichst belastbare Grenzwerte für die Praxis ableiten zu können. Basierend auf den Versuchsergebnissen sowie deren Nachberechnung mit hygrothermischen Simulationen wird ein Bewertungsschema für das Tauwasser-Ablauf-Risiko erstellt.

5.5.2 Laborversuche und ermittelte Rückhaltemengen

5.5.2.1 Methodik

Die Untersuchungen werden in einer Klimakammer bei konstant 23 °C und 65 % r.F. durchgeführt; die Taupunkttemperatur liegt bei diesen Randbedingungen bei 16,1 °C. Die Proben werden an eine Kühlplatte (30 cm x 30 cm) angebracht, deren Temperatur über einen Kryostaten geregelt wird. Das zu untersuchende Material wird dazu in einen rechteckigen Kunststoffrahmen (10 cm x 10 cm x 2 cm) mit wärmeleitender Metallplatte an der Rückseite eingesetzt. Dieser Rahmen wird mit Wärmeleitpaste an der Kühlplatte angebracht. Insgesamt können vier Rahmen gleichzeitig

untersucht werden – die Zwischenbereiche sind mit Schaumdämmstoff gedämmt (s. Abb. 5.5.1). Dadurch werden Wärmebrückeneffekte minimiert und der Rahmen ist zusätzlich mechanisch fixiert.

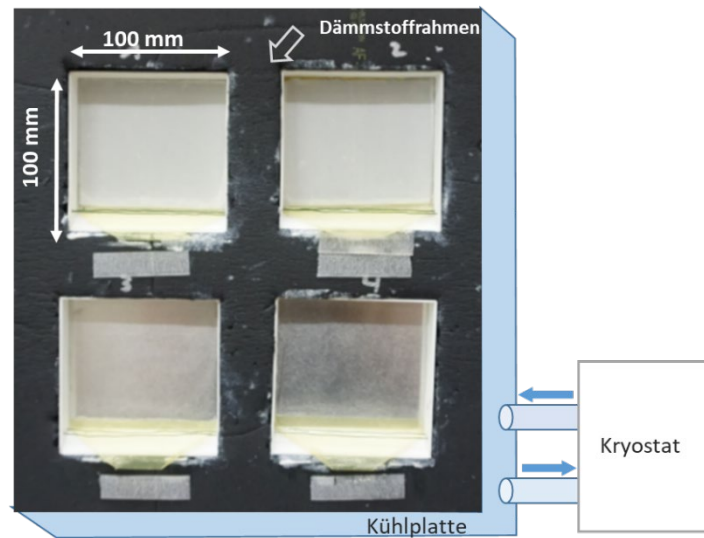


Abb. 5.5.1: Messeinrichtung: Vier seitlich gedämmte Rahmen werden mit Wärmeleitpaste auf die über einen Kryostaten gekühlten Kühlplatte angebracht.

In Abb. 5.5.2 sind die Versuchsrahmen mit und ohne Dämmstoff dargestellt. Die Unterseite des Rahmens ist abgeschrägt, so dass das abfließende Tauwasser abgeleitet und in einem geeigneten Behälter (ohne Abbildung) aufgefangen werden kann. 10 mm über dem unteren Rand des Rahmens sind zwei Drähte installiert, die einen Kontakt der Dämmstoffprobe mit dem unteren Rand des Rahmens verhindern. Dies stellt sicher, dass das Tauwasser ungehindert abfließen kann und auch nicht mehr mit dem Dämmmaterial in Kontakt kommt. Die Dämmstoffe werden mit Gummibändern befestigt, so dass das Material spaltfrei an der Metallplatte anliegt.



Abb. 5.5.2: Links: leerer Versuchsrahmen mit Tauwasser an der Metallplatte, Mitte: Tauwasser auf Folie mit Gewebestruktur, rechts: Folie auf Metallplatte fixierte Mineralwolldämmung.

Die Versuche werden so lange durchgeführt, bis ablaufendes Tauwasser festgestellt wird. Das an der Oberfläche des Grenzschichtmaterials anhaftende Tauwasser wird nach Versuchsende mit einem saugfähigen Papier aufgenommen, gewogen und auf die Versuchsfläche umgerechnet.

Auch die in den Dämmstoffprobekörpern enthaltene Tauwassermenge wird über die Gewichtszunahme der Probe ermittelt und auf die Fläche umgerechnet.

5.5.2.2 Tauwasserrückhaltung an freien Oberflächen

Untersuchte Oberflächentypen

Zunächst wird die anhaftende Tauwassermenge auf verschiedenen freien Oberflächentypen ohne Faserdämmung ermittelt. Folgende Oberflächen mit unterschiedlicher Hydrophobizität und Rauigkeit werden dazu untersucht (Abb. 5.5.3):

- Metallplatte (hydrophil)
- PE-Folie (hydrophob, glatt)
- Auf Vlies kaschierte Folie (hydrophob, fein strukturiert)
- Mit Gewebe verstärkte Folie (hydrophob, grob strukturiert)

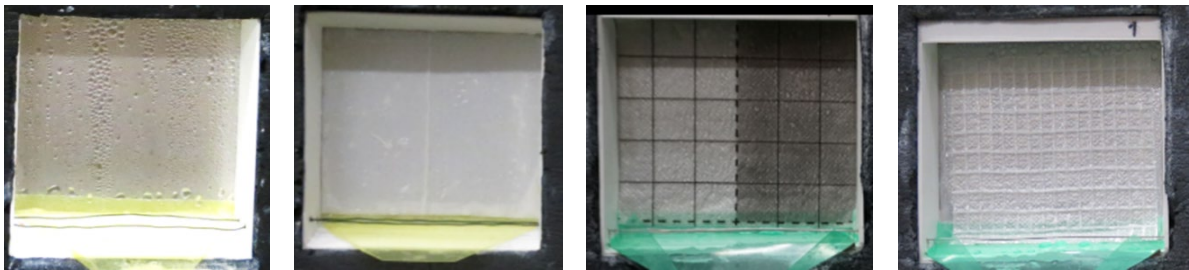


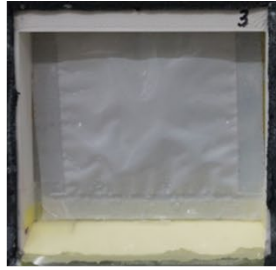
Abb. 5.5.3: Untersuchte Oberflächenmaterialien: von links nach rechts: Metall (hydrophil), PE-Folie (hydrophob, glatt), auf Vlies kaschierte Folie (hydrophob, fein strukturiert), Mit Gewebe verstärkte Folie (hydrophob, grob strukturiert)

Befestigung der Folien

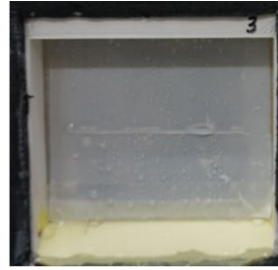
Das Anbringen der Folie auf dem Untergrund erwies sich als schwieriger als erwartet. Die verschiedenen Schritte sind in Abb. 5.5.4 dokumentiert. Zunächst wurde die Folie nur mit Wärmeleitpaste auf die Metallfläche geklebt. Nach einiger Zeit ist die Folie jedoch wellig geworden und sich an einigen Stellen gelöst. Zur Verbesserung wurden die 10 mm breiten Randstreifen jeweils mit zweiseitigem Klebeband befestigt. Doch auch hier löste sich mit der Zeit der nicht verklebte Mittelbereich und der Kontakt zum Untergrund ging stellenweise verloren. Die horizontale flächige Verklebung hielt zwar dauerhaft den Kontakt, sorgte aber für eine zusätzliche Tauwasserrückhaltung an der Oberkante des unteren Klebestreifens. Erst die senkrechte Verklebung führt zum gewünschten Ergebnis. Das zweiseitige Klebeband leitet zwar nicht so gut wie die Wärmeleitpaste, aber die geringen Temperaturdifferenzen sind hier nur von geringer Relevanz, da nicht der zeitliche Verlauf, sondern nur die absolute Tauwasserrückhaltmenge bewertet wird.



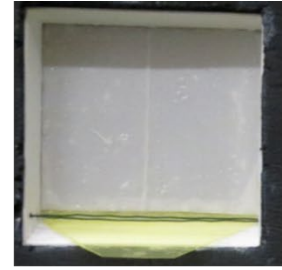
Nur mit Wärmeleitpaste löst sich die Folie nach einiger Zeit



Randstreifen mit zweiseitigem Klebeband: Auch hier Wellenbildung und Lösung der Folie im Mittelbereich



Horizontale Klebestreifen: Tauwasser "stau" über dem unteren Streifen



Vertikale Klebestreifen erweisen sich als beste Alternative

Abb. 5.5.4: Verklebung der Folien auf der gekühlten Metallplatte

Einfluss der Oberflächentemperatur und Btauungsdauer

Die entstehende Tauwassermenge wird vor allem von der Temperatur der Kühlplatte und der Btauungsdauer beeinflusst. Der Taupunkt bei 23 °C und 65 % r.F. in der Luft beträgt etwa 16 °C. Je weiter die Kühlflächentemperatur unterhalb 16 °C liegt, desto schneller und mehr Tauwasser bildet sich. Theoretisch steigt die Menge bei konstanten Randbedingungen linear mit der Btauungsdauer bis zum Beginn des Tauwasserablaufs. Wird die maximale Tauwassermenge erreicht, die an der Oberfläche haften bleibt, fängt dieses an abzufließen. Ziel der Untersuchung ist es, diese Rückhaltmenge zu ermitteln.

Tabelle 5.5.1 stellt die ermittelten Rückhaltmengen nach Beginn des Tauwasserablaufs bei unterschiedlichen Temperaturen nach verschiedenen Dauern als Mittelwert für das jeweilige Material dar. Die Oberflächentemperatur der Metallplatte stellt sich durch den direkten Kontakt mit der Raumluft und die Übertragungsverluste der Messeinrichtung bei den Versuchen jeweils etwa 5 K höher ein als die in der linken Spalte angegebene Kühlmittel-Temperatur im Kryostaten (minimal 2 °C zur Vermeidung von Eisbildung).

Tabelle 5.5.1: Gemessene Wasserrückhaltung auf den verschiedenen Oberflächen bei Variation der Kryostat-Temperatur nach 6 bis 20 Stunden.

Bedingung		Gemessene Wasserrückhaltung [g/m ²]			
Kryostat-Temperatur	Dauer	Metall	PE-Folie	Folie mit Gewebe	Folie mit Vlies
2°C	6 Std.	106	74	172	101
	7 Std.	104	61		
5°C	6 Std.		47	104	107
	18 Std.	118			
	20 Std.	133	67		
7°C	6 Std.		76	155	
Mittelwert		115	68	151	103
Minimalwert		72	47	104	95
Standardabweichung		25	15	28	7

Die Rückhaltungsmengen auf der PE-Folie nach 6 Stunden Betauungszeit bei 2 °C liegen im Mittel bei 74 g/m² bei einer Bandbreite von 58 bis 90 g/m². Die bei einem weiteren Versuch nach 7 Stunden ermittelten Werte liegen etwas niedriger mit im Mittel 61 g/m². Auf der Metallplatte ergibt sich nach 6-stündiger Betauung ein Wert von 106 g/m² – die Bandbreite ist mit Werten von 72 bzw. 140 g/m² sogar noch größer. Auch hier werden bei der Messung nach 7 Stunden keine höheren Werte als 140 g/m² festgestellt. Das lässt darauf schließen, dass nach Beginn des Tauwasserablaufs eine längere Betauung nicht mehr zu höheren Rückhaltungsmengen führt. Die nach 7 Stunden etwas geringeren Werte überraschen nicht unbedingt, da die ersten ablaufenden Tropfen auch kleinere eigentlich noch anhaftende Tropfen mitnehmen, so dass danach eine geringere Menge Wasser an der Oberfläche verbleibt als kurz vor dem Ablaufbeginn. Bei den weiteren Messungen wurde daher in einigen Fällen nur noch der erste Wert nach Ablaufbeginn ermittelt. Bei der Folie mit Gewebe liegen die Rückhaltungsmengen im Mittel 172 g/m² deutlich höher als bei der nicht strukturierten Folie. Auch die Vlieskaschierung macht sich mit ihrer etwas raueren Oberfläche bemerkbar, die Rückhaltungsmenge steigt aber weniger stark auf im Mittel 101 g/m².

Zwischen der Temperatur der Kühlplatte und der gemessenen Rückhaltungsmenge ist trotz der unterschiedlichen Viskosität des Wassers kein relevanter Zusammenhang zu sehen. Werden die Rückhaltungsmengen nach 6-stündiger Betauungszeit bei 2 °C, 5 °C und 7 °C verglichen, betragen die Mittelwerte bei der PE-Folie 74, 47 bzw. 76 g/m² und bei der Folie mit Gewebe 172, 104 bzw. 155 g/m². Während die gemessene Rückhaltungsmenge bei diesen beiden Folien bei 2 °C und 7 °C auf einem ähnlichen Niveau liegen, bleiben sie bei 5 °C deutlich niedriger. Auf der mit Vlies kaschierten Folie liegen die Werte dagegen bei 2 °C und 5 °C mit ca. 100 g/m² sehr ähnlich. Die Ergebnisse zeigen also, dass die Streuung der Rückhaltungsmengen zwischen den einzelnen Messungen auch bei gleichen Bedingungen deutlich größer ist, als ein nicht auszuschließender Einfluss der unterschiedlichen Viskosität des Wassers. Dementsprechend wird dieser Einfluss als vernachlässigbar angesehen.

Rückhaltungsmengen nach Oberflächentypen

Zusammenfassend bleiben die Rückhaltungsmengen also auf der hydrophoben PE-Folie mit knapp 70 g/m² am niedrigsten. Mit rauerer Oberfläche (durch die Vlieskaschierung) erhöht sich der Wert auf gut 100 g/m². Die Gitterstruktur wirkt sich noch stärker aus, was sich in einem Wert von gut 150 g/m² niederschlägt. Die glatte, aber hydrophile Metalloberfläche hält zwar mit 115 g/m² erkennbar mehr Tauwasser zurück als die gleich glatte hydrophobe PE-Folie, die Mengen bleiben aber nur geringfügig über oder sogar unter den Werten für die strukturierten PE-Oberflächen.

Für die weiteren Untersuchungen wird die Kryostat-Temperatur daher pauschal mit 2 °C eingestellt, da die Tauwasserbildung hier am schnellsten voranschreitet. Der Auffangbehälter wird alle 24 Stunden kontrolliert. Sobald Wasser im Auffangbehälter zu beobachten ist, wird die Rückhaltmenge ermittelt. Die gemessene Rückhaltmenge ist, wie bereits erwähnt, vermutlich etwas kleiner als die maximale Menge, die kurz vor dem ersten Abfließen des Tauwassers an den Oberflächen haften bleibt. Diese Menge kann aber nicht ermittelt werden, da der genaue Zeitpunkt des Beginns des Abtropfens vorher nicht bekannt ist. Dementsprechend ist in der ermittelten Rückhaltungsmengen bereits eine gewisse Sicherheitsreserve enthalten, was für Bemessungszwecke aber kein Problem darstellt.

5.5.2.3 Tauwasserrückhaltung an Grenzflächen mit Faserdämmung

Untersuchte Dämmmaterialien

Nachfolgend wird untersucht, wie sich die Rückhaltungsmenge verändert, wenn an die Oberfläche ohne Abstand eine Faserdämmung angrenzt. Dazu werden 14 verschiedene Faserdämmstoffe auf hydrophiler Aluminiumfolie und hydrophober PE-Folie untersucht. In Tabelle 5.5.3 sind die verwendeten Materialien mit den relevanten Eigenschaften aufgelistet. Auf mineralischer Basis sind das 6 Glaswollendämmstoffe mit Rohdichten zwischen 20 und 65 kg/m³ und drei Steinwolle-Dämmstoffe mit entsprechend höheren Rohdichten von 111 bis 135 kg/m³. Jeweils eine Glaswolle und eine Steinwolle sind hydrophil und weisen hohe Saugfähigkeiten von 5,3 und 18 kg/(m²·h) auf, während alle anderen Mineralfaserdämmung aufgrund der hydrophoben Behandlung praktisch gar nicht saugfähig sind. Als Naturfaserdämmstoffe werden Zellulose- und Holzfaserdämmung berücksichtigt. Bei der Zellulosefaser werden jeweils ein hydrophobiertes, überhaupt nicht saugfähiges und ein nicht hydrophobiertes Produkt mit einem w-Wert von 12 kg/(m²·h) berücksichtigt. Bei den drei untersuchten Holzfasermaterialien variiert die Rohdichte zwischen 60 und 140 kg/m³ und die Saugfähigkeit von 0,14 bis 9 kg/(m²·h).

Tabelle 5.5.2: Materialeigenschaften der untersuchten Dämmstoffe

Dämmstoff	Rohdichte	Sorptionsfeuchte		Freie Sättigung	Wasser- aufnahme- koeffizient
		80 % r.F.	97 % r.F.		
	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ² √h]
Glaswolle #1	20	0.7	3.8	372	0*
Glaswolle #2	22	0.9	4.3	335	0*
Glaswolle #3	22	n.d.	n.d.	n.d.	5.3
Glaswolle #4	30	1.1	5.7	510	0*
Glaswolle #5	35	0.8	3.9	536	0*
Glaswolle #6	65	n.d.	n.d.	n.d.	0*
Steinwolle #1	111	0.75	1.4	600	0*
Steinwolle #2	128	0.9	4.0	929	18.0
Steinwolle #3	135	0.6	2.0	121	0*
Zellulosefaser #1	50	3.7	14.7	173	0*
Zellulosefaser #2	50	7.9	20.1	614	12.0
Holzfaser #1	60	7.7	48	307	9
Holzfaser #2	96	10.5	22.3	464	0.2
Holzfaser #3	140	16	35	570	0.14

n.d.: no data
*nicht saugfähig

Die Dämmstoffe werden entsprechend Abb. 5.5.5 in die Rahmen eingebaut und gekühlt. Die losen Zellulosefasern werden in der Menge, die der Einbaudichte von 50 kg/m³ entspricht, in den Rahmen „eingefüllt“ und mit einem Edlstahlnetz fixiert (Bild oben links). Die Klemmfalz-Produkte werden mit etwa 2 mm „Überdicke“ (also 22 mm) zugeschnitten und mit zwei Gummibändern befestigt, um die Einbausituation als Gefachdämmung widerzuspiegeln. Die übrigen Materialien werden ebenfalls mit einem Gummiband befestigt. Alle Dämmstoffe „schweben“ sozusagen über dem unteren Rahmen auf den beiden Drähten, um den Kontakt des Materials mit ablaufendem Tauwasser sowie ein evtl. Aufsaugen zu vermeiden sowie einen freien Ablauf ohne Rückstau und Behinderung des Fließvorgangs zu ermöglichen. Beides könnte die Messergebnisse verfälschen. Abb. 5.5.6 zeigt zwei Beispiele aus den ersten Versuchen, bei denen die Probekörper ohne Drähte auf dem unteren Rahmen auflagen. Die Dämmstoffproben sind durch das stauende Tauwasser vollständig durchfeuchtet.

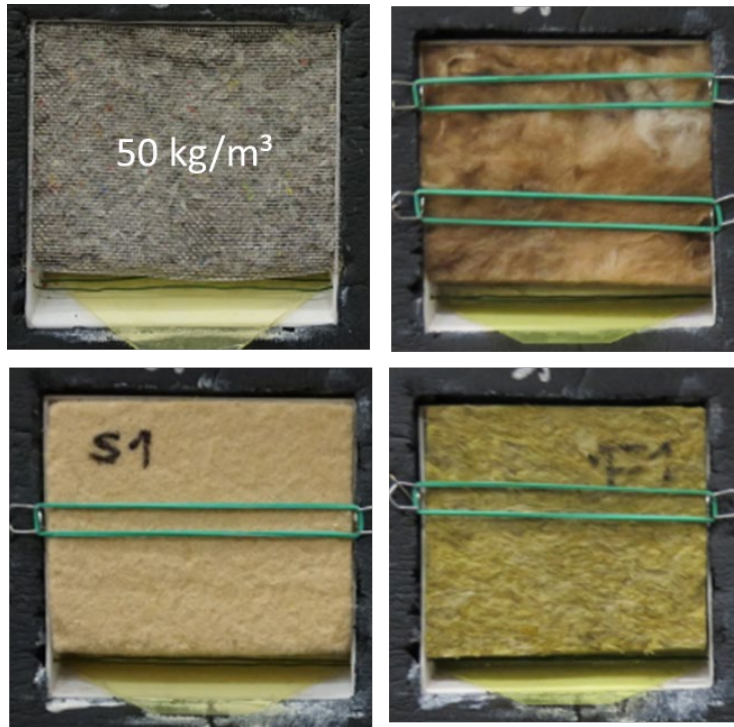


Abb. 5.5.5: Befestigung der Dämmstoffen in den Versuchsrahmen der Betauungs-Messeinrichtung.

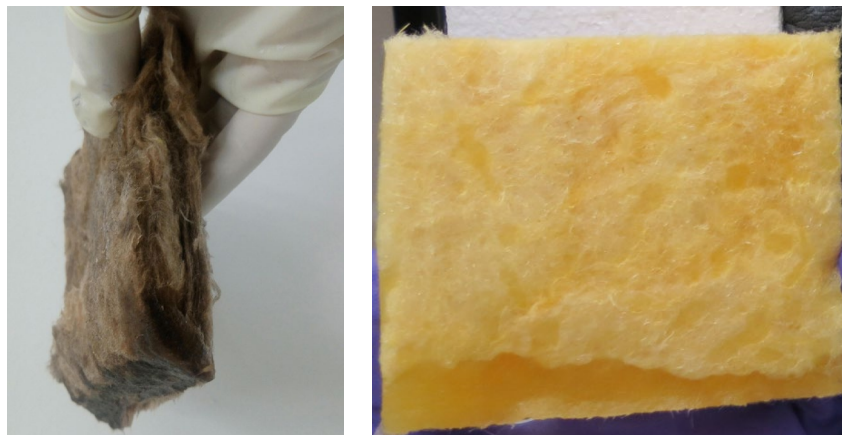


Abb. 5.5.6: Unten im Material gestautes Tauwasser bei Aufliegen der Dämmung auf dem unteren Rahmen. Zur Vermeidung dieses Problems wurden die Dämmstoffe im weiteren Verlauf mit Abstand auf zwei Drähte aufgelegt.

Um den Einfluss des Grenzflächenmaterials zu erfassen, werden alle Dämmstoffe jeweils auf Metall (hydrophil) und PE-Folie (hydrophob, glatt) untersucht.

Ermittelte Rückhaltmenge

Sobald Tauwasser im Auffangbehälter auftritt, wird der Test-Rahmen von der Kühlplatte abgenommen und die Rückhaltmenge in zwei Teilen ermittelt: die Menge auf der Oberfläche der PE-Folie bzw. der Metallplatte und die Menge an oder im Dämmstoff – jeweils über die

Gewichtsdifferenz des Saugpapiers bzw. des Testmaterials. Nur bei der Zellulosedämmung wird die gesamte Rückhaltmenge durch die Gewichtserhöhung des Rahmens inkl. Dämmstoff ermittelt, da sich die feuchte Zellulose nicht vernünftig vom Untergrund separieren lässt.

In Abb. 5.5.7 sind die gemessenen addierten Rückhaltmengen im jeweiligen Dämmstoff und auf der Oberfläche (PE-Folie oder Metallplatte) dargestellt. Bei 8 von 14 untersuchten Dämmstoffen ist nach 24 Stunden bereits Tauwasser abgelaufen. Die Mineralfaserdämmstoffen mit Ausnahme von Glaswolle #3 und Steinwolle #2 weisen nach dem Tauwasserablauf (innerhalb 24 Stunden) eher niedrige Rückhaltmengen zwischen knapp unter 100 g/m² bis maximal 300 g/m² aus. Bei Zellulose #1 ist mit knapp 350 g/m² etwas mehr Wasser enthalten. Bei den zwei Holzfasermaterialien wurde erst am zweiten Tag Tauwasserablauf festgestellt wobei jeweils mehr als 400 g/m² Wasser zurückgehalten wurden. Bei je einem Material der vier Materialtypen lief auch nach drei Tagen noch kein Tauwasser ab – in diesen Fällen war jeweils eine deutlich höhere Rückhaltmenge von nur in einem Fall knapp 600 g/m³ in den übrigen sogar deutlich über 1000 g/m² zu beobachten. Der Betauungsversuch wurde in diesen Fällen trotzdem beendet und die zu diesem Zeitpunkt enthaltene Wassermenge ermittelt.

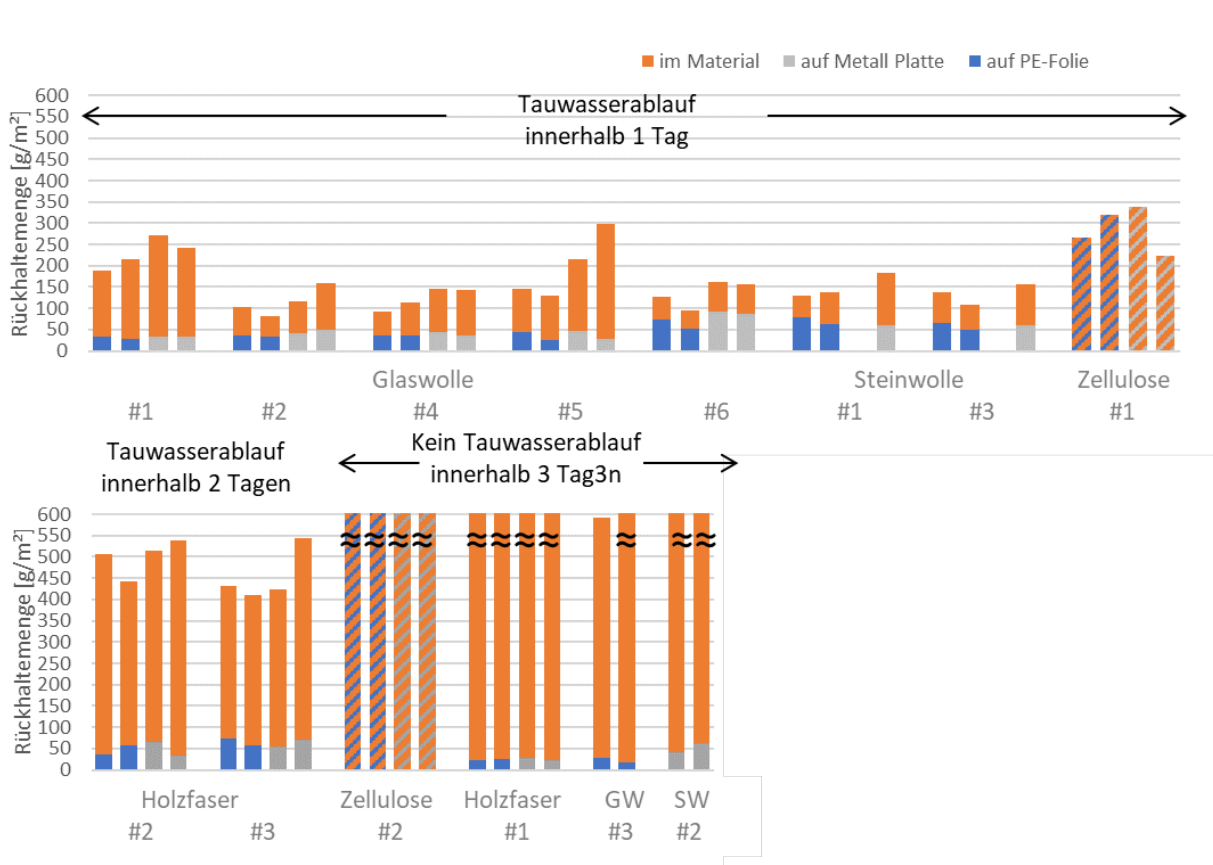


Abb. 5.5.7: Gemessene Rückhaltmenge im Dämmstoff (orange) und auf der PE-Folie (blau) bzw. der Metallfläche (grau). Bei Zellulose sind beide Werte zusammen dargestellt.

Optische Analyse

Abb. 5.5.8 zeigt die Grenzschichtoberflächen und die Dämmstoffe am Ende des Betauungsversuchs. Bei den Materialien bei denen innerhalb der ersten zwei Tage Tauwasserablauf stattfand (Bild links) sind die Wassertropfen auf der Oberfläche größer und teilweise auch auf der Rückseite der Dämmstoffproben mit bloßem Auge als Wassertropfen erkennbar. Bei den Materialien, bei denen auch nach 3 Tagen noch kein Tauwasserablauf beobachtet wurde, sind weniger und feinere Wassertropfen auf der Grenzfläche zu beobachten. Diese Dämmstoffproben sehen eher gleichmäßig dunkler und durchfeuchtet aus ohne dass einzelne Wassertropfen sichtbar sind. Die Zellulose konnten nicht sinnvoll vom Untergrund gelöst werden, daher wurde hier nur die Gesamtwassermenge ausgewertet. Sichtbare Tautropfen waren auch hier nicht erkennbar.

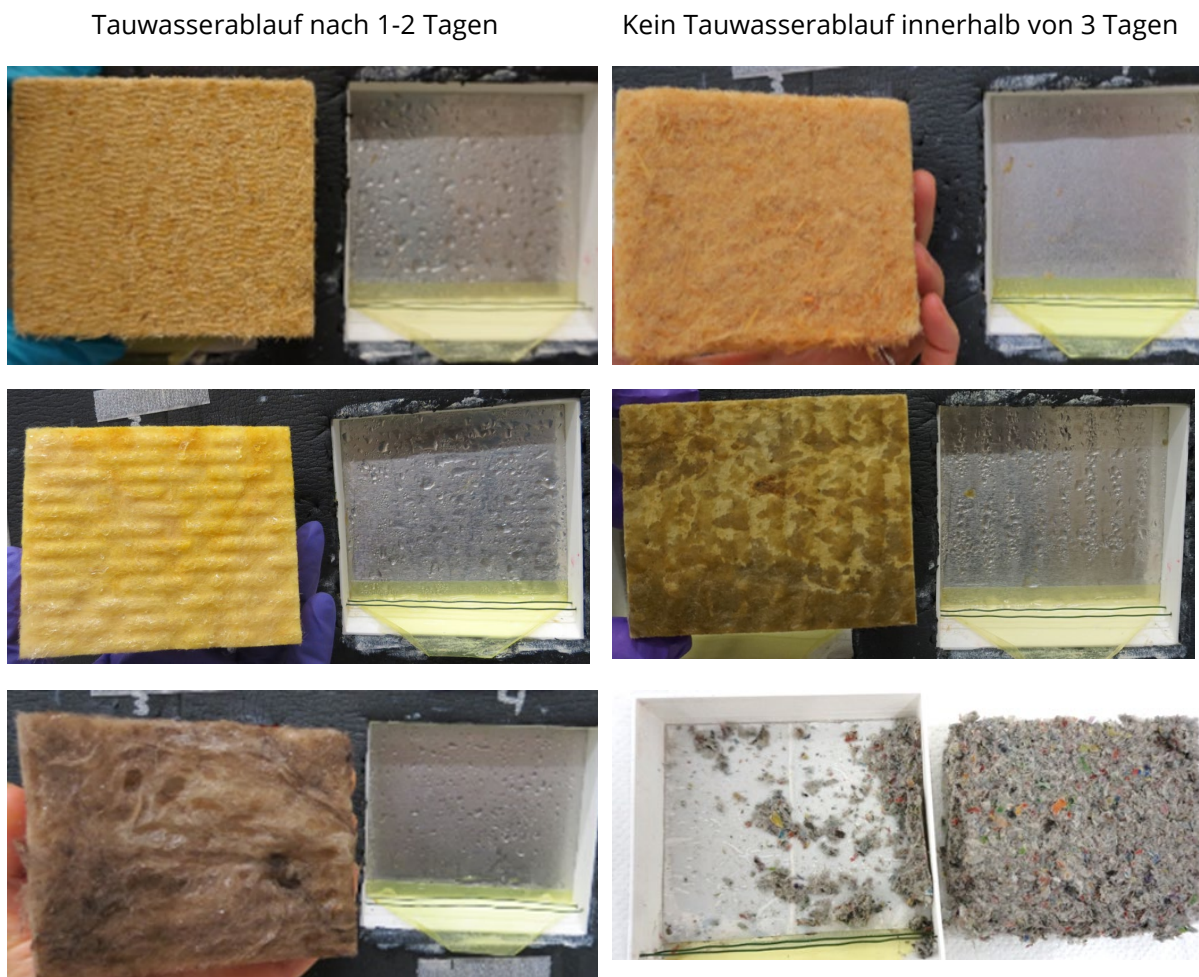


Abb. 5.5.8: Zustand nach dem Betauungs-Versuch. Links jeweils hydrophobierte Holzfaser, Glas- und Steinwolle sowie rechts jeweils nicht hydrophobierte Holzfaser, Steinwolle und Zellulosefaser

5.5.3 Bewertung und Vorschläge für Grenzwerte an freien Oberflächen

In Abb. 5.5.9 sind die gemessenen Rückhaltungsmengen für die vier verschiedenen Oberflächen als Boxplots dargestellt. Ebenfalls eingetragen sind die vorgeschlagenen Grenzwerte für die verschiedenen Oberflächentypen als rote Linien. Die Grenzwerte werden jeweils im unteren Bereich der Ergebnisse mit möglichst „geraden“ Werten so gewählt, dass sie zwar immer unterhalb des Mittelwerts der Messungen, aber nicht notwendigerweise unterhalb aller Messwerte liegen. Wie bereits erläutert, sind die tatsächlich zurückgehaltenen Mengen etwas größer sind als die, die nach dem ersten Tauwasserablauf gemessen werden. Die Darstellung beinhaltet dementsprechend bereits gewisse Sicherheiten. Bei der auf Vlies aufkaschierten Folie liegt der Grenzwert bezogen auf die eigenen Messungen ggf. etwas hoch – da jedoch die 100 g/m² bereits von Janssens (1998) vorgeschlagen wurden, wird dieser Wert hier beibehalten. Die vorgeschlagenen Grenzwerte sind auch in Tabelle 5.5.3 zusammengefasst.

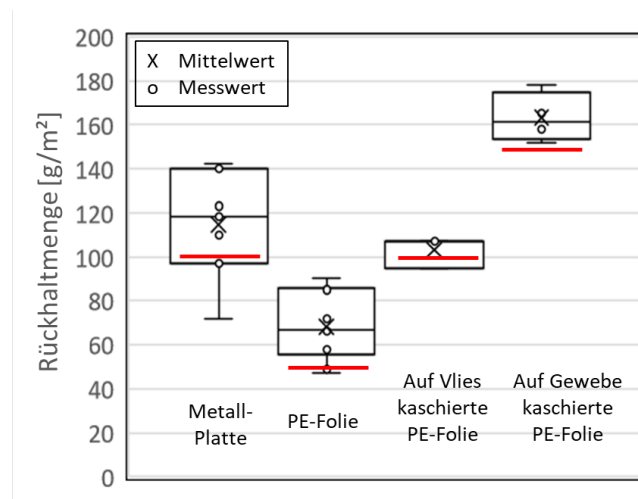


Abb. 5.5.9: Boxplot-Darstellung der gemessenen Rückhaltungsmengen auf den vier verschiedenen Untergründen und der jeweils vorgeschlagene Grenzwert (rot).

Tabelle 5.5.3: Festgelegte Grenzwert von Rückhaltmenge nach Untergrundeigenschaft

Untergrund-Eigenschaft	hydrophil	hydrophob		
		glatt	fein strukturiert	grob strukturiert
Untersuchtes Material	Metall-Platte	PE-Folie	PE-Folie auf Vlies	PE-Folie auf Gewebe
Grenzwert [g/m ²]	100	50	100	150

5.5.4 Bewertung und Vorschläge für Grenzwerte an Oberflächen mit Faserdämmung

Eine erste Auswertung der Ergebnisse der Faserdämmstoffe (Abb. 5.5.7), bei denen spätestens nach zwei Tage Tauwasser abgelaufen ist, liefert folgende Erkenntnisse:

- Unabhängig von Untergrund und Faser-Typ werden in allen untersuchten Varianten mindestens etwa 100 g/m² an den Grenzflächen und in der Faser zurückgehalten.
- Vergleichsweise sorptionsfähigere Dämmstoffe wie aus Zellulose und Holzfaser können größere Mengen Tauwasser zurückhalten. Die Werte steigen auf Werte von 300 bis etwa 550 g/m².
- Auch mit Faserdämmung bleibt der Einfluss des Grenzflächenmaterials von Bedeutung. Bei hydrophilem Untergrund (Metall) erhöht sich die Rückhaltmenge um jeweils um etwa 50 g/m² gegenüber dem hydrophoben Untergrund (PE-Folie). Diese Erhöhung stimmt gut mit der Differenz der Oberflächen-Rückhaltmenge ohne Dämmstoff (siehe Kapitel 5.5.3) überein.

Die Materialien, die auch nach drei Tagen noch keinen Tauwasserablauf zeigten, konnten z.T. über 1000 g/m² im Material vor der Grenzschicht speichern. Ein Blick auf Tabelle 5.5.2 zeigt, dass diese Materialien jeweils eine signifikante Saugfähigkeit aufweisen.

Die Laborergebnisse erlauben also eine grobe Unterteilung in drei Gruppen mit absteigender Wasserrückhaltekapazität:

- sorptionsfähige und stärker saugende Materialien.
- sorptionsfähige, schwach saugende Materialien
- schwach sorptionsfähige, nicht saugende Materialien

Die für die Einteilung relevanten Materialeigenschaften werden im Weiteren genauer analysiert und sind bei der Bewertung des Tauwasser-Ablauf-Risikos zu berücksichtigen.

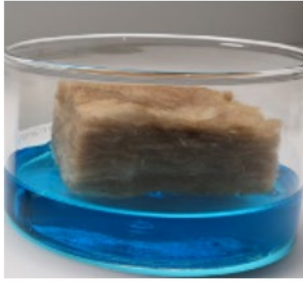
5.5.4.1 Einfluss der Saugfähigkeit

Um die Grenze sorptionsfähig und u.U. schwach saugend und sorptionsfähig und stärker saugend noch etwas weiter zu analysieren und auch optisch sichtbar zu machen, wird an den untersuchten Dämmmaterialien ein einfacher Saugversuch ergänzt, wobei die Dämmstoffe auf blau gefärbtes Wasser aufgelegt werden. Die Bilder zeigen den Zustand nach einer Stunde (Abb. 5.5.10). Während die nicht oder nur schwach saugfähigen Materialien auch nach eine Stunde noch auf dem Wasser schwimmen und dieses nur in einzelnen Tropfen an den Materialien anhaftet, sind die stärker saugfähigen Materialien bereits eingesunken und das Wasser ist im Probekörper gut erkennbar nach oben gestiegen. Im Bild sind ergänzend die in Anlehnung an EN ISO 15148 (2018) gemessenen Wasseraufnahmekoeffizienten (w-Werte) angegeben.

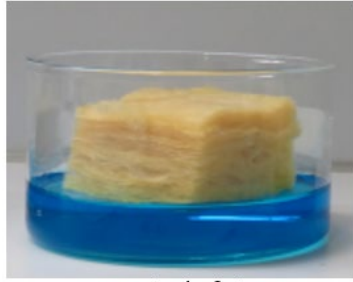
Zwei Holzfaser-Materialien sind zwar sorptionsfähig, weisen aber nur sehr geringe w-Werte von 0,14 bis 0,24 kg/m²√h auf. Bei solchen Ergebnissen an Faserdämmstoffen ist oft nicht einfach zu

unterscheiden, ob es sich wirklich um schwaches Saugen im physikalischen Sinn oder nur um Anhaften von Wasser in den Faserzwischenräumen handelt. Wenn die Faserstruktur so grob ist, dass diese Menge sofort eindringt, ist eine Auswertung einfach, ist die Struktur aber feiner, so dass die Wassertropfen nur langsam in die Fasern eindringen bzw. kleine Mengen an Feuchte an den Fasern sorbiert werden, sieht der Verlauf der Wasseraufnahme wie bei einem Saugvorgang aus.

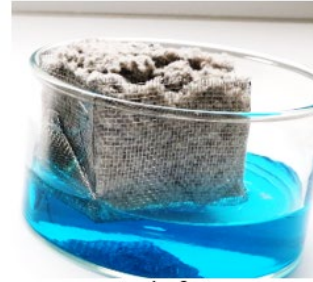
Nicht oder nur schwach saugfähige Materialien



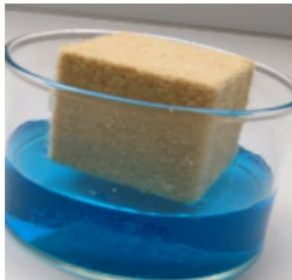
$w \approx 0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



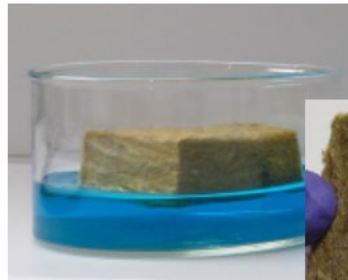
$w \approx 0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



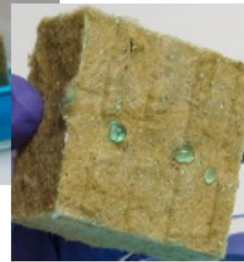
$w \approx 0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



$w = 0,14 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



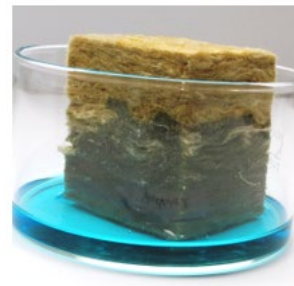
$w \approx 0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



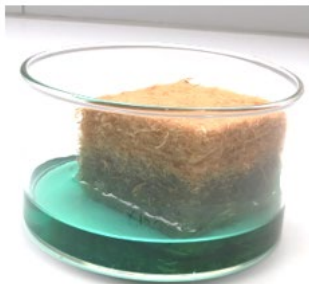
Stärker saugfähige Materialien



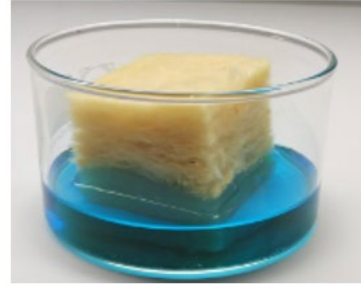
$w = 12 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



$w = 18 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



$w = 9 \text{ kg/m}^2\text{vh}$



$w = 5,3 \text{ kg/m}^2\text{vh}$

Abb. 5.5.10: Zustand nach einer Stunde Saugversuch: im Bild oben sind die nicht oder nur schwach saugfähigen Materialien (w -Wert $\leq 1,0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$) und unten die stärker saugfähigen Materialien (w -Wert $> 1,0 \text{ kg/m}^2\text{vh}$).

5.5.4.2 Einfluss des Sorptionsfeuchteniveaus

Auch bei den 10 nicht oder nur schwach saugenden Materialien variiert die Rückhaltemenge noch in einer großen Bandbreite von ca. 100 bis 550 g/m². Zwei der Materialien aus Holzfaser weisen eine geringe, andere dagegen gar keine messbare Saugfähigkeit auf. Zwar sind die beiden schwach saugfähigen Holzfaserdämmungen tatsächlich die Materialien, die mit über 400 g/m² auch die höchste Rückhaltekapazität in der verbleibenden Gruppe haben, eine Differenzierung zwischen den drei weiteren Materialien mit über 300 g/m² und den restlichen Materialien mit unter 150 g/m² ist über den w-Wert aber nicht möglich.

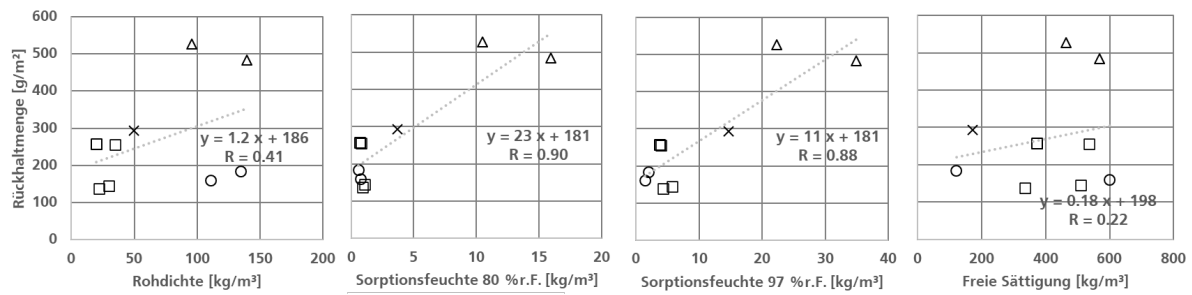
Daher wird eine Korrelationsanalyse zwischen der Rückhaltekapazität und den weiteren bekannten Materialeigenschaften Rohdichte, Sorptionsfeuchte bei 80 % und 97 % r.F. sowie bei freier Sättigung durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.5.11 oben für die hydrophile Metallplatte und unten für die hydrophobe PE-Folie jeweils mit Regressionsgerade durch die Messdaten dargestellt. Ebenfalls angegeben sind die Gleichungen der Regressionsgeraden und der jeweilige Korrelationskoeffizient R.

Die Korrelation der Rückhaltekapazität mit der Rohdichte des Dämmstoffs (Abb. 5.5.11 links) ist mit nur 0,41 überraschend gering. Da eine höhere Dichte auf eine höhere Anzahl und Fasern und damit ggf. auf mehr „Ablaufwiderstand“ schließen lässt, wurde hier ein stärkerer Einfluss erwartet. Mit 0,22 bzw. 0,12 nochmals deutlich geringer ist die Korrelation der Rückhaltekapazität mit der freien Wassersättigung jeweils ganz rechts im Bild. Die freie Sättigung wird bei Faserdämmstoffen mangels Alternativen nach DIN 12087 Methode A (2013) ermittelt und beschreibt die Wassermenge, die nach vierwöchiger Unterwasserlagerung und 10 Minuten abtropfen lassen im Dämmstoff enthalten ist. Da im Grenzbereich notwendigerweise 100 % r.F. erreicht werden, hätte es auch hier nahe gelegen, dass die Speicherfähigkeit bei diesen Bedingungen einen großen Einfluss auf die zurückgehaltene Wassermenge hat.

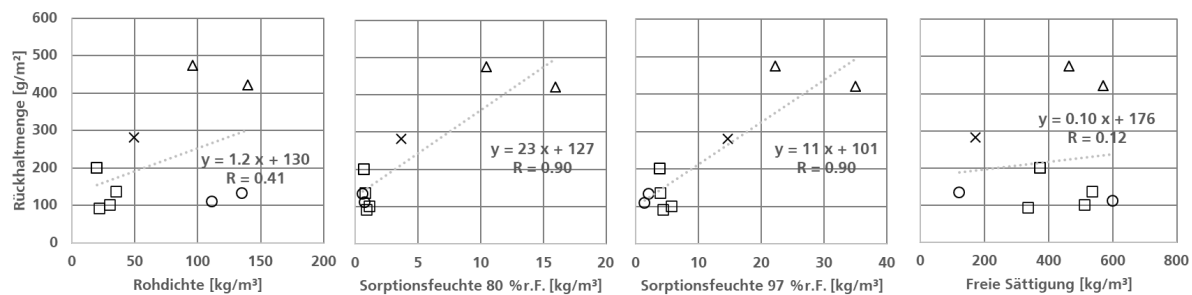
Grund dafür könnte sein, dass bei nur schwach saugenden Materialien das Tauwasser an der Grenzschicht abläuft, bevor das Material in diesem Bereich die freie Sättigung erreicht. Darauf weist auch die Beobachtung hin, dass bei den Versuchen zwar Wassertropfen an der Oberfläche sichtbar waren, das abgenommene Material optisch aber noch trocken aussah und auch nur sehr geringe Feuchtemengen enthielt. Nur bei den stärker saugfähigen Materialien konnten an der Grenzfläche keine Wassertropfen beobachtet werden.

Eine deutlich bessere Korrelation ist dagegen zwischen der Rückhaltekapazität und der Sorptionsfeuchte sowohl bei 80 % r.F. als auch 97 % r.F. zu beobachten. Die Koeffizienten liegen hier jeweils zwischen 0,88 und 0,9. Das Sorptionsfeuchteniveau im höheren Feuchtebereich scheint somit die maßgebliche, einfach zu ermittelnde Größe zu sein, die die Wasserrückhaltung am stärksten beeinflusst. Da die Korrelation mit dem Wassergehalt bei 80 % r.F. sogar noch leicht höher ist als bei 97 % r.F. und zudem dieser sog. Bezugsfeuchtegehalt für die meisten Materialien bekannt und verfügbar ist, wird dieser zur Berücksichtigung der materialspezifischen Beeinflussung der Rückhaltekapazität herangezogen.

Faserdämmstoff / hydrophile Metallplatte



Faserdämmstoff / hydrophobe PE-Folie



□: Glaswolle ○: Steinwolle ×: Zellulose △: Holzfaser

Abb. 5.5.11: Ermittelte Rückhaltmenge in der Faserdämmung auf Metallplatte (oben) und PE-Folie (unten) in Abhängigkeit der Materialeigenschaften Rohdichte, Sorptionsfeuchte bei 80 % und 97 % r.F. und freie Sättigung mit Regressionsgerade sowie Angabe der Gleichung und des Korrelationskoeffizienten.

5.5.4.3 Ableitung untergrund- und materialspezifischer Grenzwerte

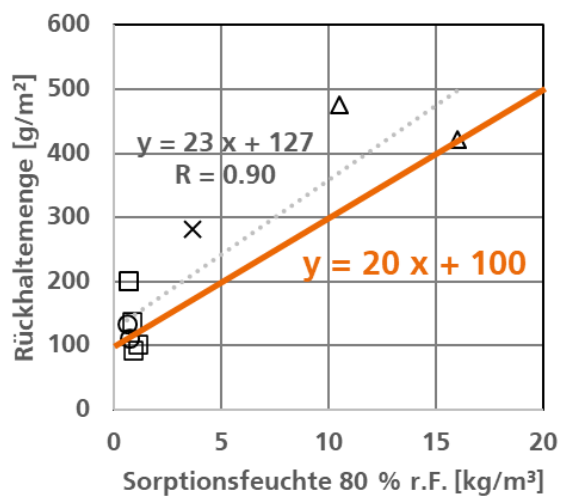
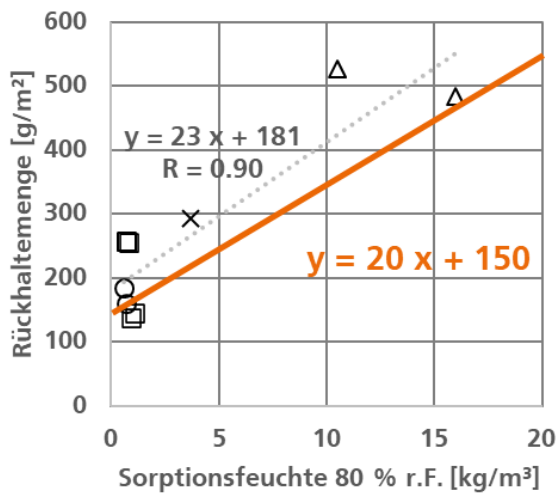
Mit Hilfe der Gleichungen der Regressionsgraden zwischen Rückhaltekapazität und Bezugsfeuchtegehalt u_{80} auf Metall (hydrophil) und PE-Folie (hydrophob, glatt), wird die Ableitungsgleichung für die Ermittlung der materialspezifischen Grenzwerte so definiert, dass die Grenzwerte etwas niedriger und damit gegenüber den Messdaten leicht auf der sicheren Seite bleiben. Dabei ergibt sich für unbekannte Untergrundeigenschaften folgende Gleichung:

$$\text{Rückhaltekapazität } RC = 20 \text{ [mg/kg]} \times u_{80} \text{ [kg/m}^3\text{]} + 100 \text{ [g/m}^2\text{]} \quad (16)$$

Die Rückhaltmenge wird dabei je 1 kg/m^3 zunehmendem Sorptionsfeuchtegehalt bei 80 % r.F. um 20 g/m^2 erhöht. Der Basiswert repräsentiert die unabhängig von Material- und Untergrundeigenschaften immer zurückgehaltenen 100 g/m^2 . Bei hydrophilem Metalluntergrund erhöht sich dieser Basiswert um 50 auf 150 g/m^2 . Diese Differenz stimmt mit den ermittelten Rückhaltmengen an freien Oberflächen ohne Dämmstoff überein (Kapitel 5.5.3).

Faserdämmstoff / hydrophile Metallplatte

Faserdämmstoff / hydrophobe PE-Folie



□: Glaswolle ○: Steinwolle ×: Zellulose △: Holzfaser

Abb. 5.5.12: Ermittelte Rückhaltmenge über Sorptionsfeuchte bei 80 % r.F. auf hydrophiler Metallplatte (links) und hydrophober, glatter PE-Folie (rechts). Die graue Linie stellt die Regressionsgerade, die dicke orange Linie die vorgeschlagene Grenzwertkurve dar. Die Gleichungen sind jeweils in gleicher Farbe hinterlegt.

In Abb. 5.5.12 sind die Ableitungskurven zusammen mit den Messergebnissen dargestellt. Die Ableitungskurven liegen meist niedriger und somit leicht auf der sicheren Seite mit Ausnahme der zwei Glaswolleprodukte, bei denen die Rückhaltmenge jeweils etwa 10 g/m² niedriger liegt als die Grenzkurve. Dies erscheint aber im Hinblick auf die leicht niedrigeren Werte nach Beginn des Ablaufs (vgl. Kapitel 5.5.2.2) vertretbar.

Es wurde bereits festgestellt, dass die Differenz der Rückhaltekapazität auf Metall und PE-Folie mit und ohne Faserdämmstoff bei 50 g/m² liegt. Im Folgenden wird stichprobenartig überprüft, ob diese Analogie auch für die anderen Untergrundmaterialien gilt. Dazu werden drei Dämmstoffe auf einer mit Gewebe verstärkten, grob strukturierte PE-Folie im Vergleich zur Metallplatte als Untergrund betrachtet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.5.4 zusammengefasst. Auch diese Differenz stimmt mit im Mittel ca. 49 g/m² gut mit den Ergebnissen an den freien Oberflächen überein (vgl. Tabelle 5.5.3). Dementsprechend wird davon ausgegangen, dass die beiden Rückhaltekapazitäten (materialabhängig in der Faser und oberflächenabhängig) einfach addiert werden können.

Tabelle 5.5.4: Ermittelte Rückhaltekapazität der Dämmstoffe auf Metallplatte und grob strukturierte PE-Folie.

Dämmstoff	Rückhaltekapazität [g/m ²] auf		Differenz [g/m ²]
	Metall	grob strukturierte PE-Folie	
Glaswolle #1	118	163	45
Glaswolle #4	118	172	54
Steinwolle #1	145	193	48

Der Untergrund-Zuschlag liegt also bei 50 g/m² für hydrophile Untergründe wie Metall sowie zwar hydrophobe aber strukturierte Untergrundmaterialien wie auf Vlies kaschierte Folien. Für grob strukturierte Untergründe wie mit Gewebe verstärkte Folien kann der Zuschlag auch auf 100 g/m² erhöht werden. In Summe mit dem Basis-Wert von 50 g/m² ergeben sich dabei die unter Gleichung (16) hinterlegten Werte für b.

Dementsprechend wird Gleichung (17) im wie folgt allgemein formuliert:

$$\text{Rückhaltekapazität RC} = 20 \text{ [mg/kg]} \times u_{80} \text{ [kg/m}^3\text{]} + b \text{ [g/m}^2\text{]} \quad (17)$$

mit:

	100 g/m ²	für unbekannte oder hydrophobe Untergrundeigenschaften
b =	150 g/m ²	für hydrophile oder fein strukturierte hydrophobe Untergründe
	200 g/m ²	für grob strukturierte (hydrophobe) Untergründe

Eine genaue Einordnung der jeweiligen Oberfläche in die drei Kategorien kann im Einzelfall schwierig sein – für lackiertes Holz kann z.B. je nach Oberflächenbehandlung eine grobe oder feine Strukturierung in Frage kommen. Im Zweifel ist der Wert für unbekannte Untergrundeigenschaften zu wählen. Bei Bedarf kann die untergrundspezifische Rückhaltekapazität natürlich auch individuell im Labor ermittelt werden.

5.5.5 Überprüfung durch Nachberechnung der Laborversuche

5.5.5.1 Nicht saugfähige Dämmstoffe

Zur Überprüfung der vorgeschlagenen Grenzwerte für die Auswertung mittels hygrothermischer Simulation werden zunächst die Laborversuche nachberechnet. Für die Nachberechnung wird das Programm WUFI® Pro Version 6.5 verwendet. Als Randbedingungen werden die Raumluftverhältnisse in der Klimakammer (23 °C, 65 % r.F.) sowie die gemessene Temperatur hinter dem Dämmstoff (meist ca. 7 °C) herangezogen. Zur Kühlplatte hin werden dampfdichte Bedingungen angesetzt. Von den vier Materialtypen Glaswolle (#2), Steinwolle (#1), Zellulose (#1)

und Holzfaserplatte (#1) wird exemplarisch jeweils ein Vertreter, für den alle hygrothermischen Parameter in gemessener Form vorliegen, herangezogen. Die Dicke beträgt einheitlich 20 mm wie im Versuch. Abb. 5.5.13 sind die simulierten Zustände nach 48 Stunden Betauungsversuch für die ganze Dicke dargestellt. Links ist die Seite zur Klimakammer und rechts die kalte Betauungsfläche.

Die Temperatur sinkt in allen Varianten fast linear von der warmen zur kalten Seite ab. Zum rechten Rand hin flacht die Kurve dann deutlich ab, da in diesem stärker durchfeuchteten Bereich die entsprechend höhere Wärmeleitfähigkeit für homogenere Temperaturen mit einem geringeren Gradienten sorgen. Die relative Feuchte erreicht an der kalten Seite jeweils 100 % r.F., sinkt aber zur Klimakammerseite hin unterschiedlich stark ab. Auch die Verteilung des Wassergehalts im Material variiert, zeigt aber in allen betrachteten Varianten einen deutlichen und steilen Anstieg in den letzten 5 mm vor der Kühlplatte, in denen sich bei den schwach sorptions- und kaum saugfähigen Dämmstoffen fast alles Wasser befindet. Während Glas- und Steinwolle bis zum Tauwasserbereich kaum Sorptionsfeuchte enthalten, wird bei der hydrophobierten Zellulose und noch mehr bei der Holzfaserplatte zwar ebenfalls nur wenig, aber doch erkennbar mehr Feuchte auch weiter innen im Material gespeichert.

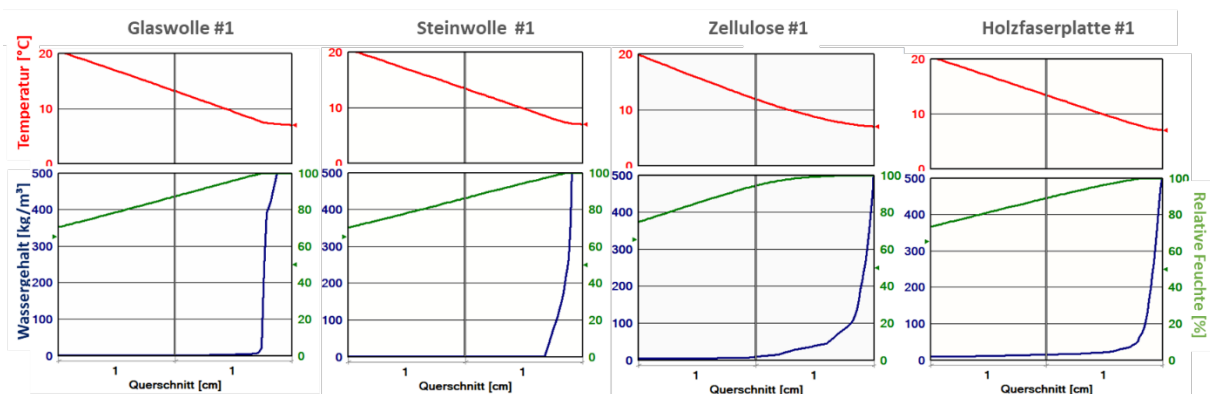


Abb. 5.5.13: Profil von Temperatur (oben, rot), relativer Feuchte (unten, grün) und Wassergehalt (unten, blau) am Ende der Simulation des 48stündigen Betauungsversuchs.

Um zu prüfen, welche Bereiche am besten herangezogen werden können, erfolgt die Auswertung der Tauwassermengen aus der Simulation für vier verschiedene Bereiche mit 1, 5, 10 und 20 mm Dicke. Durch diese Wahl dauert es unterschiedlich lang, bis im jeweiligen Bereich der für den Tauwasserablauf relevante Grenzwert überschritten ist. Vereinfacht wird dabei angenommen, dass das gesamte in der Schicht befindliche Wasser Tauwasser ist und daher wird automatisch mit dickerem Auswertebereich ein früheres Überschreiten der Grenzlinie erzeugt. Da die Wirkung der Schwerkraft in hygrothermischen Simulationen nach EN 15026 nicht erfasst wird, verbleibt das Tauwasser in der Simulation immer an der jeweiligen Position im Bauteil. Das Ablaufrisiko muss separat beurteilt werden.

In Abb. 5.5.14 ist der Anstieg der gesamten Wassermenge in den unterschiedlich dick ausgewerteten Bereichen exemplarisch für einen Vertreter der vier Materialtypen dargestellt. Die

im Labor ermittelten Rückhaltekapazitäten werden als rote Linien jeweils für die Einbausituation auf der Metallplatte bzw. auf der PE-Folie angezeigt.

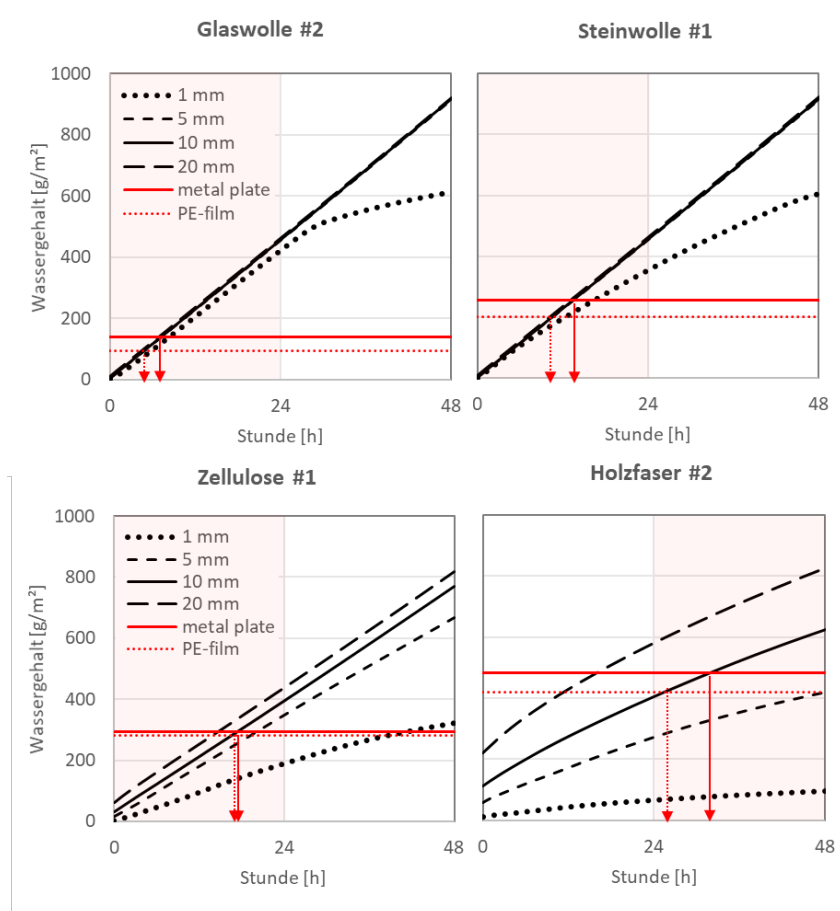


Abb. 5.5.14: Simulierter Anstieg des Wassergehalts in den unterschiedlichen Dickebereichen (schwarz) im Vergleich zur gemessene Rückhaltekapazität (rot). Die roten Pfeile markieren die Zeitpunkte, bei denen der simulierte Wassergehalt in der 10 mm dicken Randschicht die Rückhaltekapazität überschreitet und der Ablauf des Wassers beginnt. Diese Zeitpunkte liegen jeweils im hellrot markierten Zeitraum, innerhalb dessen auch beim Laborversuch der erste Tauwasserablauf festgestellt wurde.

Es wird deutlich, dass bei Stein- und Glaswolle die Auswertedicken nicht relevant sind – bei allen vier Dicken werden die Grenzwerte praktisch zum gleichen Zeitpunkt überschritten. Bei den leicht sorptionsfähigeren Materialien laufen die Kurven etwas weiter auseinander, da sich nicht das gesamte Wasser auf der kalten Seite befindet, sondern in größeren Bereichen im Material gespeichert wird. Ein zu dünner Auswertebereich würde hier zu einer zu späten Überschreitung des Grenzwerts, ein zu dicker Bereich zu einer zu frühen Überschreitung führen.

Wird in der hydrophobierten Zellulose eine nur 1 mm dicke Randschicht ausgewertet, überschreitet der Wassergehalt dieser Schicht den Grenzwert erst nach knapp 2 Tagen, was im Widerspruch zur Beobachtung im Labor steht, wo bereits nach 24 Stunden Tauwasserablauf stattgefunden hatte. Bei Auswertung der dickeren Schichten wird der Grenzwert dagegen nach 14 bis 20 Stunden überschritten – also innerhalb des im Labor ermittelten Zeitraums. Beim

Holzfaserdämmstoff ist die Diskrepanz zwischen den ausgewerteten Schichtdicken noch deutlicher ausgeprägt. Wird eine dünne Schicht von 1 oder 5 mm ausgewertet, erreicht der Wassergehalt den Grenzwert erst nach dem im Labor festgestellten Tauwasserablauf. Bei der 2 cm dicken Schicht wird der Grenzwert dagegen zu früh nach etwa 12-16 Stunden überschritten. Im Fall der 1 cm dicken Schicht erfolgt der Ablauf je nach Grenzfläche innerhalb von etwa 26 bis 30 Stunden, was sich mit dem Laborergebnis deckt. Auch bei den anderen, nicht dargestellten Materialien wurden vergleichbare Ergebnisse erzielt.

Zusammenfassend erscheint ein Auswertebereich von 10 mm Dicke, der schon für verschiedene Auswertungen nach WTA-Merkblatt 6-8 (2016) herangezogen wird und dementsprechend in der Praxis als Bewertungsbereich für Holzwerkstoffe bekannt ist, auch für die Tauwasserbewertung gut geeignet.

5.5.5.2 Saugfähige Dämmstoffe

Die untersuchten saugfähigen Dämmstoffe mit w -Werten von 5,3 bis 18 $\text{kg/m}^2\text{v/h}$ können im Unterschied zu den nicht oder nur schwach saugfähigen Materialien deutlich höhere Wassermengen zurückhalten. Dies liegt daran, dass sich bei steigendem Feuchtegehalt das Wasser auch in flüssiger Form umverteilt. Dabei wird das Wasser auch weiter innen im Material gespeichert und akkumuliert weniger stark im kalten Bereich direkt vor der Kühlplatte.

In Abb. 5.5.15 links sind exemplarisch für die saugfähige Zellulosefaserdämmung (Zellulosefaser #2 mit w -Wert 12 $\text{kg/m}^2\text{v/h}$) die simulierten Temperatur- und Feuchteverteilungen nach 48 Stunden Btauungsversuch dargestellt. Der Wassergehalt steigt etwa ab der Mitte des Dämmstoffs annähernd linear an und erreicht an der Grenze zur Kühlplatte maximal knapp 150 kg/m^3 . Die Werte von knapp 500 kg/m^3 der nicht oder nur schwach saugfähigen Materialien (vgl. Abb. 5.5.13) werden bei weitem nicht erreicht.

Wenn man den gleichen Grenzwert und die gleiche Auswertedicke wie für diese Materialien ansetzen würde, würde der Tauwasserablauf deutlich zu früh prognostiziert. Bei einem Sorptionsfeuchtegehalt bei 80 % r.F. (u_{80}) von 7,9 kg/m^3 läge der nach Gleichung 5.1 ermittelte Grenzwert auf PE-Folie bei 258 g/m^2 , dieser Wert würde in der 10 mm dicken Randschicht nach nur etwa 13 Stunden überschritten, während im Labor auch nach 72 Stunden noch kein Tauwasserablauf festgestellt wurde. Dieses Vorgehen zur Bewertung ist somit für die saugfähigen Materialien ungeeignet, da hier nicht vereinfacht alles enthaltene Wasser als Tauwasser interpretiert werden kann. Durch die hohe Saug- und Speicherfähigkeit entsteht bei diesen Bedingungen zunächst gar kein Tauwasser, sondern die Feuchte wird in einer größeren Dicke im Material über Sorption gespeichert. Erst wenn im Randbereich an der Kühlplatte wirklich 100 % r.F. erreicht werden, beginnt das Risiko für Tauwasserbildung und dessen Abfließen.

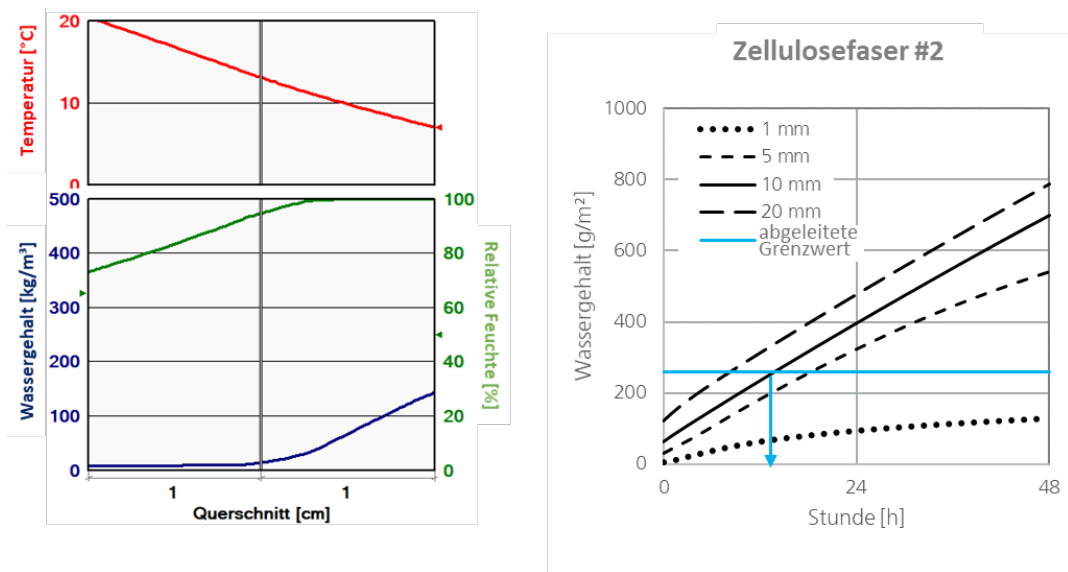


Abb. 5.5.15: Links: Verteilung der Temperatur (rot), der relativen Feuchte (grün) und des Wassergehalts (blau) am Ende der Simulation des 48stündigen Betauungsversuchs mit saugfähiger Zellulosefaser. Rechts: Verlauf des Wassergehalts bei Auswertung der verschiedenen dicken Bereiche im Vergleich zu der für nicht saugfähige Dämmstoffe nach (5.1) ermittelten Rückhaltekapazität auf hydrophober PE-Folie (hellblau), die in der 10 mm dicken Randschicht bereits nach ca. 13 Stunden überschritten wird, während im Labor auch nach 3 Tagen noch kein ablaufendes Tauwasser beobachtet wurde.

Dementsprechend wird für saugfähige Materialien mit hohen w -Werten eine Auswertung vorgeschlagen, die dieses Kriterium in geeigneter Weise berücksichtigt. Die Auswertung des äußeren 1 mm dicken Bereichs repräsentiert dabei am besten die an der Kaltseite auftretenden Wassergehalte. Bleibt der Wassergehalt in dieser dünnen Schicht unterhalb der freien Sättigung, steht kein freies Tauwasser zur Verfügung, das ablaufen könnte. Wird der Wert dagegen überschritten, reicht die Rückhaltekapazität nicht mehr aus.

Da die im Rahmen des Projekts untersuchten Materialien entweder w -Werte deutlich unter $0,5 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ oder über $5 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ aufweisen, verbleibt dazwischen eine recht große Lücke, die versuchstechnisch nicht explizit erfasst wurde. Dementsprechend kann aktuell die Auswertung für saugfähige Dämmstoffe zur Berücksichtigung von deren größerer Rückhaltekapazität nur für Faserdämmstoffe mit w -Werten $> 5,0 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ empfohlen werden. Bei dem saugfähigen Material mit dem geringsten w -Wert von $5,3 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ lag die absolut zurückgehaltene Wassermenge nach drei Tagen bei etwa 600 g/m^2 und damit nur leicht höher als die der sorptions- aber nicht saugfähigen Holzfaserdämmstoffe mit bis zu 550 g/m^2 . Die Bewertungslücke ist also vermutlich nicht groß und der Grenzwert von $5,0 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ erscheint auch vor diesem Hintergrund als gut vertretbar.

Da Dämmstoffe meist entweder hydrophobiert oder bewusst kapillaraktiv hydrophil hergestellt werden, kann es sein, dass der nicht abgedeckte Zwischenbereich keine große praktische Relevanz aufweist und nur wenige Materialien betroffen sind. Diese müssten nach aktuellem Stand entweder mit dem vorsichtigeren Kriterium für die nicht saugenden Materialien bewertet oder individuell untersucht werden. Bei weiteren Erkenntnissen kann das Bewertungsschema entsprechend ergänzt werden.

5.5.6 Zusammenfassung und Auswerteschema

Ziel dieses Arbeitspakets war die Ermittlung von Grenzwerten für Tauwassermengen in Materialien und an Schichtgrenzen in Abhängigkeit von den Eigenschaften von Dämmstoff und Untergrund so zu ermitteln, dass Schädigungen durch ablaufendes Tauwasser vermieden werden können.

Dazu wurde der Betauungsversuch als geeignete Laborprüfung konzeptioniert. Erste Auswertungen haben gezeigt, dass die genaue Kühlflächentemperatur sowie die Betauungsdauer keine relevante Auswirkung auf die Rückhaltekapazität haben. Die maximale Rückhaltmenge wird kurz vor dem beginnenden Tauwasserablauf erreicht. Da dieser Zeitpunkt vorab nicht bekannt ist, und die im Anschluss gemessenen Mengen etwas geringer bleiben und damit auf der sicheren Seite liegen, wurde diese Messung mit einem täglichen Kontrollzeitpunkt als ausreichend angesehen.

Zunächst wurden Grenzwerte für freie Oberflächen ohne anliegende Faserdämmung ermittelt. Dabei wurden vier verschiedene Oberflächentypen untersucht. Glatte, hydrophobe Oberflächen weisen mit 50 g/m^2 die geringsten Rückhaltekapazitäten auf. Bei hydrophilen aber ebenfalls glatten Oberflächen erhöht sich der Wert auf 100 g/m^2 . Sind die Oberflächen nicht glatt sondern strukturiert ist ebenfalls eine Erhöhung der Rückhaltekapazität zu beobachten. Für fein strukturierte, hydrophobe Oberflächen (Folie auf Vlies) werden wie für glatte hydrophile Oberflächen 100 g/m^2 Rückhaltekapazität erreicht, bei grober Strukturierung (Gewebe- oder Folie) liegt der Wert bei 150 g/m^2 .

Weiterhin wurden Bewertungskriterien für den Tauwasserablauf entwickelt, wenn dieses nicht an der freien Oberfläche entsteht, sondern zusätzlich durch eine an dieser Oberfläche anliegende Faserdämmung zurückgehalten wird. Dazu wurden auf verschiedenen Untergründen 14 verschiedene Faserdämmungen in unterschiedlichen Konstellationen untersucht und die jeweiligen Rückhaltmengen ermittelt. Bei zehn Dämmstoffen wurde Tauwasserablauf innerhalb der ersten beiden Tage festgestellt, bei vier Materialien kam es dagegen innerhalb des dreitägigen Untersuchungszeitraums zu keinem Tauwasserablauf. Als maßgeblich für diesen Unterschied wurde der w -Wert des Dämmstoffs identifiziert. Ab einer gewissen Saugfähigkeit erfolgt die Umverteilung der Feuchte innerhalb des Dämmstoffs so schnell, dass sich an der Grenzschicht kaum oder nur sehr verzögert Tauwasser bilden kann. Bei den hier untersuchten Materialien war dies ab einem w -Wert von etwa $5 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$ der Fall.

Für nicht saugfähige Dämmstoffe ist die enthaltene Wassermenge im kritischen 1 cm dicken Bereich der Dämmung vor der angrenzenden Schicht zu bewerten. Für diese Faserdämmungen (hier alle mit w -Wert $< 0,5 \text{ kg/m}^2\sqrt{\text{h}}$) wurde allgemein eine minimale Rückhaltekapazität von 100 g/m^2 festgestellt. Dieser Wert liegt 50 % unter dem in DIN EN ISO 13788 angegebenen Grenzwert – womit dieser nicht mehr als allgemein sicher angesehen bzw. zumindest nicht auf andere Ergebnisse als solche aus Glaser-Berechnungen angewandt werden sollte. Weiterhin wurde gezeigt, dass sowohl die Sorptionsfähigkeit des Dämmstoffs als auch die Eigenschaften der Grenzfläche die Rückhaltekapazität erhöhen. Die Einflussfaktoren wurden analysiert und können

bei bekannten Eingangsparametern über Gleichung (5.2) berücksichtigt und damit die Rückhaltekapazitäten u.U. deutlich über 100 g/m² hinaus erhöht werden.

Bei stärker saugfähigen Dämmstoffen mit w-Wert > 5,0 kg/m²v/h ist weniger die Rückhaltung an der Grenzschicht selbst, sondern die kapillare Umverteilung und Speicherfähigkeit des Dämmstoffs für die absolut zurückgehaltene Wassermenge maßgeblich. Die Bewertung erfolgt hier trotzdem nur anhand des 1 mm dicken Randbereichs, da die beschriebene Umverteilung und Feuchtespeicherung dafür sorgt, dass der Wassergehalt am Rand langsamer und weniger ansteigt als bei den nicht saugfähigen Materialien. Nur wenn der Wassergehalt im Randmilimeter die freie Sättigung des Dämmstoffs übersteigt, bildet sich im klassischen Sinne überhaupt Tauwasser, für das dann ein Ablaufrisiko besteht. Diese alternative Auswertung erlaubt dann je nach Materialeigenschaften Wassergehalte im Außenbereich der Dämmung, die deutlich über 1000 g/m² liegen können.

Aus den Untersuchungsergebnissen sowie den Nachberechnungen der Versuche mit hygrothermischer Simulation wurde das zuvor beschriebene Vorgehen schematisiert und in Abb. 5.5.16 zusammengestellt.

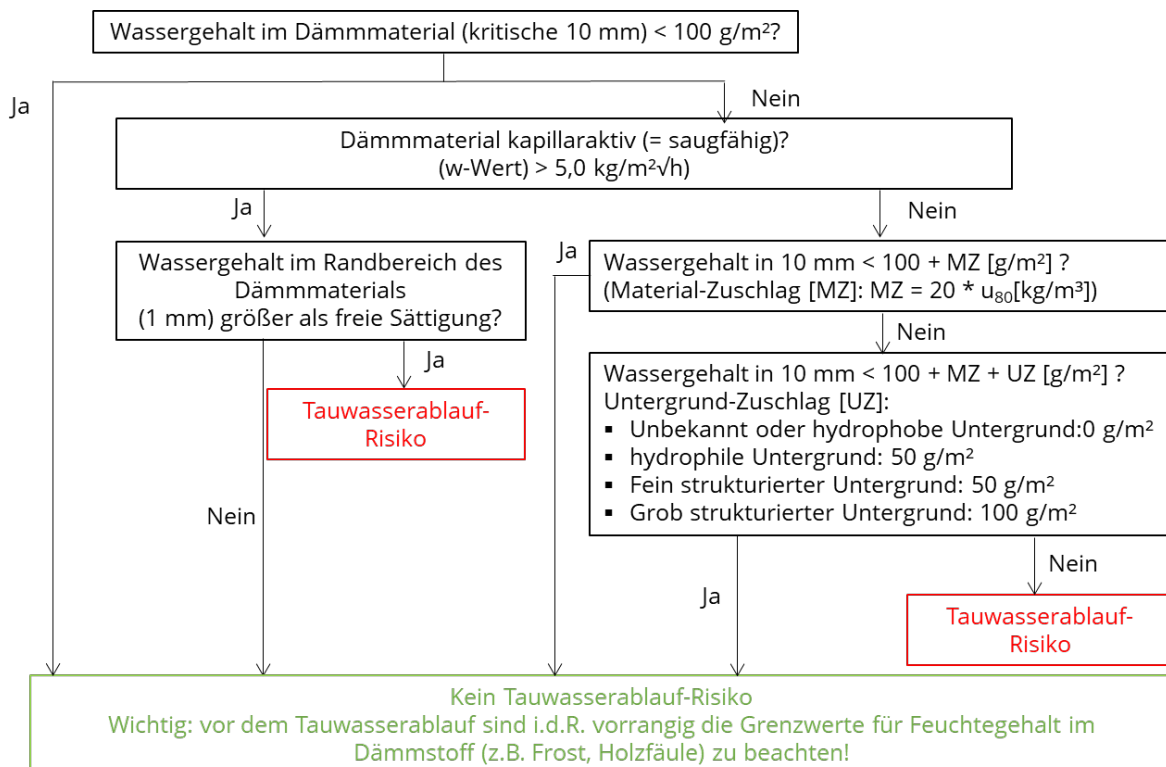


Abb. 5.5.16: Auswertungsschema von Tauwasserablauf-Risiko

Bei der Auswertung wird zunächst der Wassergehalt in der kritischen 10 mm dicken Teilschicht bewertet, in der sich potenziell Tauwasser bilden kann, also relative Feuchten von deutlich über 95 % r.F. erreicht werden. In den meisten Fällen ist dies in Mitteleuropa auf der kalten Außenseite der

Dämmung der Fall – Umkehrdiffusion im Sommer kann aber auch zu Tauwasser auf der Raumseite der Dämmung führen.

Liegt der berechnete Wassergehalt in dieser 10 mm dicken Teilschicht unterhalb von 100 g/m^2 , kann unabhängig vom Grenzschicht-Material und von den Dämmstoffeigenschaften ein Risiko für Tauwasserablauf ausgeschlossen werden und die Bewertung ist abgeschlossen.

Werden 100 g/m^2 überschritten, kann über die Dämmstoff- und Untergrundeigenschaften geprüft werden, inwieweit sich der Grenzwert im spezifischen Fall erhöht. Der Material-Zuschlag basiert empirisch über den Faktor 20 auf der Sorptionsfeuchte bei 80 % r.F. (u_{80}). Beispielhaft erhöht sich also für einen Dämmstoff mit $u_{80} = 2,0 \text{ kg/m}^3$ unabhängig von den Untergrundeigenschaften gemäß Gleichung (5.1) der Grenzwert vom Basiswert mit 100 g/m^2 auf 140 g/m^2 .

Zusätzlich kann ein hydrophiler oder strukturierter Untergrund die Rückhaltekapazität erhöhen. Dies ist in Gleichung (5.2) mit dem Materialzuschlag zusammengefasst.

Handelt es sich um einen stärker saugfähigen Dämmstoff, kann noch mehr Wasser zurückgehalten werden, so dass eine alternative Bewertung erfolgt. Voraussetzung ist, dass der w-Wert des Dämmstoffs größer ist als $5,0 \text{ kg/m}^2\sqrt{h}$. In diesem Fall ist nach der Simulation der Wassergehalt im kritischen 1 mm dicken Bereich auszuwerten. Nur wenn in dieser dünnen Schicht am kalten Randbereich die gemessene freie Sättigung des Materials überschritten wird, ist Tauwasserablauf zu befürchten. Liegen für einen Dämmstoff die beiden Messwerte (w-Wert, freie Wassersättigung) nicht vor, ist die Auswertung als nicht saugfähiger Dämmstoff vorzunehmen.

Bei der Auswertung ist zu beachten, dass das Tauwasserablauf erst bei Feuchtegehalten an der Grenzschicht von nahe 100 % r.F. auftritt. Dies bedeutet, dass für viele Materialien zumindest in einer dünnen Schicht an der Grenze zum Nachbarmaterial Grenzwerte für andere Schadensmechanismen wie z.B. Holzfäule oder Frost bereits überschritten werden, bevor Tauwasserablauf auftreten kann. Daher wird empfohlen, zuerst die anderen Kriterien zu bewerten und das Tauwasserablaufisiko nur in den Fällen heranzuziehen, in denen andere Kriterien nicht zu beachten sind.

5.6 Standardisierte hygrothermische Materialcharakterisierung (TUD)

5.6.1 Laborversuche zur hygrothermischen Charakterisierung von Baustoffen

Für hygrothermische Simulationen ist die Bestimmung der folgenden Parameter durch Messungen notwendig:

Basisparameter: Trockenrohddichte, Reindichte

Thermische Kennwerte: Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität (beides temperatur- und feuchteabhängig sofern variabel)

Hygrische Kennwerte: Feuchtespeicherung, Dampftransport, Flüssigwassertransport (jeweils in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt sofern variabel)

Validierungsexperimente: Wasseraufnahme, Wasserdampfdiffusion, Verdunstung, erzwungene Kondensation (bei Dämmstoffen)

Aus den einzelnen Messungen werden dann folgende Kennwerte bzw. Funktionen abgeleitet:

Porosität, Wärmetransportfunktion, Wasserspeicherfunktion, Transportfunktion für Flüssigwasser und Wasserdampf

Mit Hilfe eines Softwaretools, das im Rahmen des Projektes entwickelt wurde, wurde eine Materialcharakterisierung durchgeführt, die dann mittels der Validierungsexperimente und Optimierungsalgorithmen zu einer Materialdatei für den entsprechenden Baustoff überführt wird.

Die einzelnen Messungen und Optimierungsschritte werden im Folgenden beschrieben.

Rohddichte

Die Rohddichte ρ ist der Quotient aus der Masse des trockenen Probekörpers und seines Volumens V . Die Rohddichte enthält auch den Porenraum und wird in kg/m^3 angegeben. Zur Bestimmung der Rohddichte wird der Probekörper so lange getrocknet, bis sich sein Gewicht nicht mehr ändert, wobei die Trocknungstemperatur abhängig vom Material ist.

Porosität

Nach der Bestimmung der Rohddichte kann über die Reindichte die Porosität berechnet werden. Die materialspezifische Reindichte kann auch mit anderen Methoden, z.B. Heliumpyknometer ermittelt werden.

Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität

Die Wärmeleitfähigkeit liefert die Energiemenge, die durch eine definierte Materialdicke bei einem definierten Temperaturgradienten transportiert werden kann [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$]. Die Wärmekapazität [$\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$] repräsentiert das Wärmespeichervermögen eines Baustoffes und zeigt an, wie viel

Wärmeenergie pro kg Baustoff und Grad Kelvin gespeichert werden kann. Zur Messung können unterschiedliche Methoden zum Einsatz kommen.

Im Rahmen des NAVE-Projektes wurde die Wärmeleitfähigkeit mittels Heat-Pulse-Technologie sowie im Plattenverfahren (nach ISO 8302, DIN 52612) mit einem aus Projektmitteln erworbenen Messgerätes gemessen.

Feuchtespeichereigenschaften

Die Feuchtespeicherung wird abhängig von der zum Einsatz kommenden Messmethode in einen hygroscopischen und einen überhygroscopischen Anteil unterschieden. Die Feuchtespeicherung stellt den Zusammenhang her zwischen dem Wassergehalt eines Probekörpers und der Umgebungsbedingung (Feuchtepotential), die nötig ist um diesen Wassergehalt zu erreichen. Diese Umgebungsbedingung kann entweder die relative Luftfeuchte φ oder der Kapillardruck p_c sein. Nach dieser Definition sind also sowohl die Sorptionsisotherme (gemessener Wassergehalt bei verschiedenen Luftfeuchten) als auch die Saugspannungskurve (gemessener Wassergehalt bei verschiedenen Kapillardrücken) jeweils Feuchtespeicherfunktionen.

Diese beiden Potentiale können mit folgender Gleichung ineinander umgerechnet werden.

$$p_c = \rho_l * R_v * T * \ln(\varphi) \quad (18)$$

Darin sind ρ_l die Dichte des flüssigen Wasser, R_v die spezifische Gaskonstante des Wasserdampfes und T die Temperatur in der Einheit Kelvin. Gleichung (18) wird von vielen Autoren [Künzel, Grunewald, Scheffler] aus dem Bereich der hygrothermischen Simulation als „Kelvin-Gleichung“ bezeichnet. Allerdings wird in anderen Literaturstellen vielmehr eine Beziehung der Oberflächenkrümmung eines Flüssigkeitsteilchens zum darüber herrschenden Dampfdruck als Kelvin-Gleichung bezeichnet.

- Bestimmung der überhygroscopischen Feuchtespeicherung (Wasserretention nach ISO 11 247)

Nach der kapillaren Wassersättigung der Materialproben werden diese auf keramischen Platten platziert und über angelegte Kapillardrücke entwässert. Dabei wird das Messverfahren mit einer Druckplattenapparatur (30-11000 hPa) angewendet. Zur Messung der Wasserretention werden die zuvor gesättigten Proben über unterschiedliche Kapillarpotentiale entwässert. Nach dem Erhalten eines kapillaren Gleichgewichtes bei einer Druckstufe wird der Feuchtegehalt der Materialproben gravimetrisch bestimmt. Die Probengeometrie wird anschließend bestimmt und die Probekörper bei 45°C getrocknet.

Zunehmende Kapillarpotentiale führen zu abnehmenden Wassergehalten und liefern eine Desorptionscharakteristik. Umgekehrt führen abnehmende Kapillardrücke zu steigenden Wassergehalten und liefern eine Adsorptionscharakteristik der Feuchtespeicherung im überhygroscopischen Bereich.

- **Hygrische Sorptionsisotherme (nach DIN EN ISO 12 571) - Bestimmung der hygroskopischen Feuchtespeicherung**

Nach der einmonatigen Sättigung der Proben in einem Exsikkator bei 100% Luftfeuchte werden die Proben in einem Exsikkator bei unterschiedlichen Feuchtegehalten gelagert. Nach dem Erhalt statischer Gleichgewichtsbedingungen wird der Wassergehalt gravimetrisch und die Probengeometrie bestimmt. Die Proben werden dann in einer weiteren Luftfeuchtestufe konditioniert.

Durch eine stufenweise Konditionierung mit jeweils niedrigeren relativen Luftfeuchten werden die Proben sukzessive entwässert. Abnehmende Luftfeuchten mit immer trockner werdenden Proben liefern die Desorptionscharakteristik, steigende Luftfeuchten mit wachsenden Feuchtegehalten liefern eine Adsorptionscharakteristik.

Feuchtetransporteigenschaften

Die Feuchtebewegungen in einem kapillarporösen Baustoff sind eine Kombination von dampfförmigen und flüssigen Feuchteströmen. Diese Feuchteströme stehen mit Temperatur-, Dampfdruck- und Kapillardruckgradienten sowie anderen Eigenschaften der unterschiedlichen Baustoffe in einer komplexen Wechselbeziehung. Zur Bestimmung dieser Transporteigenschaften kommen experimentell drei Messmethoden zum Einsatz.

- **Wasseraufnahmekoeffizient (nach EN ISO 15148)**

Bei hohen Feuchtegehalten etwa ab 95 % r.F. erfolgt der gesamte Feuchtetransport dominant in der Flüssigphase. Dieser Fall liegt vor, wenn ein Baustoff in Wasser getaucht oder auch durch Schlagregen stärker befeuchtet wird. Der Wasseraufnahmekoeffizient charakterisiert dabei die Eigenschaft eines weitgehend trockenen Baustoffes, flüssiges Wasser von der Oberfläche her aufzusaugen und flüssiges Wasser in tiefer liegenden Porenraum zu transportieren. Während der Messung durchläuft die Materialprobe unterschiedliche Feuchtezustände. Folglich ändern sich die Transportgradienten, was zu kontinuierlich abnehmenden Flüssen führt. Der Wasseraufnahmekoeffizient entspricht daher der Steigung der Wasseraufnahmekurve bezogen auf die Quadratwurzel der Zeit und wird üblicherweise in $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-0.5}$, bzw. $\text{kg m}^{-2}\text{h}^{-0.5}$ angegeben.

- **Wasserdampfdiffusionswiderstand (nach EN ISO 12572)**

Bei geringer relativer Luftfeuchte erfolgt der Feuchtetransport dominant durch die Wasserdampfdiffusion. Mit Hilfe des sogenannten „Dry-Cup-Verfahrens“ kann diese gemessen werden. Bei höheren Luftfeuchten bis etwa 95 % treten gleichzeitig dampfförmige und flüssige Feuchteströme auf. Dieser zunehmende Flüssigtransport bewirkt einen exponentiellen Anstieg der Diffusion und kann über das „Wet-Cup-Verfahren“ unter isothermen Bedingungen gemessen werden.

Der Wasserdampfdiffusionswiderstand liefert ein Maß, wie viel Wasserdampf bei Vorliegen eines Dampfdruckgefälles durch ein poröses Material transportiert wird. Der Koeffizient wird

üblicherweise als μ -Wert bezeichnet und kennzeichnet, wie viel Mal dampfdichter der Baustoff im Vergleich zu einer 1 m mächtigen und stehenden Luftschicht ist.

Neu eingeführte bzw. angepasste Messungen

Im Zuge der Validierung der Einzelmessungen am IBK kam es im Rahmen des Projektes zu verschiedenen Veränderungen im allgemeinen Messablauf bzw. zu Einführung von einem neuen Messverfahren für Materialien, die für Innendämmungen verwendet werden. Außerdem wurde für die Zusammenstellung und Bewertung aller Einzelmessungen ein neues xlm-Materialtemplate entwickelt, um die Auswertung der Rohdaten effizienter und fehlerfreier zu gestalten. Für die Erstellung der Materialfunktionen aus den Einzelmesswerten wurden ein neuer Materialgenerator programmiert.

Im Rahmen des NaVe-Projekts wurden zahlreiche Frost-Tauwechselversuche mit unterschiedlichen Sättigungsgraden an Ziegeln sowie Versuche mit Eisbildung in einem Ziegelprobekörper durchgeführt, diese Versuche und deren Ergebnisse werden im Abschnitt 5.2. extra beschrieben.

- Dry-Cup-Messungen

Treten bei niedrigen Wasserdampfdiffusionskoeffizienten hohe Diffusionsströme auf, steigt die relative Luftfeuchtigkeit im Messgefäß innerhalb kurzer Zeit schnell an und die messrelevante Größe der Feuchtigkeitsdifferenz zwischen der Außen- und Innenoberfläche des Prüfkörpers fällt ab. Aus diesem Grund wurde im IBK-Labor die dry-cup-Messung dahingehend verändert, dass über einen großen Exsikkator getrocknete Druckluft (2-4% r.H.) über die Messgefäße mit den Prüfkörpern geleitet wird, die hohe Luftfeuchte von 32,8% r.H. wird über eine gesättigte $MgCl_2$ im Inneren des Cup's erzeugt. Für eine gleichmäßige Luftfeuchte im Inneren des Exsikkators sorgen insgesamt 3 Ventilatoren, mittels Überströmöffnungen an der oberen Deckfläche entweicht die überschüssige Luft. Diese Messmethode geht über die Anforderungen der Normung hinaus, führt aber bei entsprechenden Materialien zu realistischeren Parametern für die Simulation.



Abb. 5.6.1: Versuchsanordnung zur Dry-Cup-Messung im IBK-Labor

- **Kondensationsmessungen**

Um die entstehende Kondensatmenge in einem Innendämmsystem hinreichend genau bewerten zu können, ist die Kenntnis der maximalen Sättigung des Dämmstoffes notwendig. Bei einer Labormessung dieses Parameters besteht jedoch die Schwierigkeit, dass durch die geringe Dichte und der, zumindest teilweisen, Hydrophobierung der Dämmstoffe der maximale Sättigungsgrad ohne den Einsatz von Vakuum nicht oder nur teilweise erreicht wird. Kommt Vakuumsättigung zur Anwendung, führt das möglicherweise zur Materialschädigung.

Deshalb wurde am IBK in Analogie zum sog. KAPI-Tests des IBP ein Versuchsaufbau installiert, mit dem sich Kondensatentwicklung und auch eine nahezu maximale Sättigung der zu untersuchenden Dämmstoffe im Zeitrafferverfahren möglich ist. Dabei kommt eine Kühlplatte zum Einsatz, die an der Unterseite der Probekörper die nötige tiefe Temperatur von ca. 4°C erzeugt. Die Prüfkörper selber werden an ihrer Unterseite mit einer Metallplatte an die Kühlplatte angekoppelt, ihre Deckfläche ist nach oben offen. Die seitlichen Flächen der Probekörper sind dampfdicht verschlossen und isoliert. Somit wird ein nahezu eindimensionaler Fluss im Inneren der Probekörper möglich. Die Messapparatur kann sechs Probekörper aufnehmen und wird in eine Klimakammer eingebracht, die konstante Prüf-Bedingungen von 23°C und 70% r.H bereitstellt. Die Kühlplatte wird über einen angekoppelten Chiller außerhalb der Klimakammer über eine Kühlflüssigkeit auf die nötige Temperatur eingestellt.

Die Versuchsbedingungen werden über verschiedene Sensoren an den Probekörpern bzw. in der Klimakammer und einem Datenlogger während des gesamten Versuchszeitraumes mit einem Datenlogger erfasst, die Masse der Probekörper wird manuell mit einer Waage gemessen.

5.6.2 Evaluierung der Herangehensweisen bei der Funktionalisierung und effizientere Materialcharakterisierung

Wie in Kapitel 5.1.1 gezeigt, ist die Verfügbarkeit von genauen Stoffdaten eines der wichtigsten Merkmale von hygrothermischen Simulationsprogrammen. Sowohl WUFI als auch DELPHIN stellen umfangreiche Datenbanken für verschiedene gebräuchliche Baumaterialien bereit. Ein Datensatz für ein Baumaterial ist dabei jeweils als eine Textdatei abgelegt. WUFI nutzt das .xml-Format, DELPHIN nutzt ein spezialisiertes ASCII-Format, welches von Vogelsang et. al [9] dokumentiert wurde.

Beide Materialdateiarten enthalten drei mögliche Arten von Materialinformationen: 1. Textinformationen wie z.B. Materialname oder Herstellername, 2. Skalare Werte, wie z.B. Trockenrohddichte, 3. Materialfunktionen, welche als tabellierte Werte abgelegt sind, zwischen denen das Simulationsprogramm während der Simulation interpoliert. Die skalaren Parameter, welche in den beiden Dateien jeweils enthalten sind, haben im anderen Dateiformat meistens eine direkte Entsprechung. Tabelle 5.6.1 zeigt eine Übersicht der in WUFI verwendeten skalaren Materialparameter zusammen mit ihren Entsprechungen in DELPHIN.

Tabelle 5.6.1 : skalare Materialparameter in WUFI und DELPHIN-Entsprechungen

Materialparameter	Einheit	Bemerkungen
Rohddichte ρ	kg/m ³	
Porosität	m ³ /m ³	Porosität
Wärmekapazität, trocken c_{tr}	J/(kg K)	
Wärmeleitfähigkeit trocken, 10°C λ_{tr}	W/ (m K)	kann feuchteabhängig angegeben werden
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl μ	-	
Bezugsfeuchtegehalt (u_{80})	kg/m ³	DELPHIN-Keyword THETA_80
Freie Wassersättigung (u_f)	kg/m ³	DELPHIN-Keyword THETA_CAP
Wasseraufnahmekoeffizient (w-Wert)		AW

Entsprechung meint dabei nicht unbedingt, dass sich die Stoffwerte mit demselben Zahlenwert in eine entsprechende DELPHIN-Materialdatei übertragen lassen, sondern es sind teilweise auch

einfache Umrechnungen nötig, beispielsweise werden Feuchtegehalte in WUFI meist in kg/m³ angegeben, in DELPHIN dagegen in m³/m³. Details dazu sind in den entsprechenden Abschnitten von Kapitel 5.6.3 erläutert.

Hinsichtlich der Funktionen (ggf. auch als tabellierte Werte), welche für eine hygrothermische Simulation obligatorisch notwendig sind, sind in den beiden betrachteten Simulationsprogrammen die in Tabelle 5.2.1 genannten Funktionen nötig. In Wufi gibt es auch Materialfunktionen die „generated“ sind. Dies meint, dass die kontinuierliche Funktion programmintern mithilfe weniger skalarer Parameter gebildet wird. Ein Beispiel ist die Funktion $\lambda(T)$, welche standardmäßig als lineare Funktion aus Basiswert und Steigung gebildet wird. Delphin benutzt programmintern ebenfalls Materialfunktionen, welche auf Basis weniger Parameter und gewisser sinnvoller Annahmen beruhen. Diese werden verwendet, wenn für optionale Funktionen keine Angaben gemacht werden. Ein Beispiel dafür ist die Wärmeleitfähigkeit des feuchten Materials, welche standardmäßig programmintern mit einem linearen Ansatz implementiert ist: $\lambda(\theta) = \lambda_R + \lambda_W * \theta$ mit λ_R - Wärmeleitfähigkeit des trockenen Materials und θ – volumetrischer Wassergehalt. Liegen genauere Informationen vor, so kann auch ein anderer beliebiger Funktionsverlauf als Wertepaare angegeben werden.

Tabelle 5.6.2: Übersicht der verwendeten Funktionen (tabellierte Werte) für WUFI und DELPHIN

	WUFI-Anforderung	DELPHIN-Anforderung (oft sind verschiedene Kennwerte möglich. Erstgenannt und fett ist die standardmäßig verwendete Option, welche am besten in der Software evaluiert ist)
Feuchtespeicherung	obligatorisch als Funktion $w(r.F.)$ kann bei fehlenden Messwerten vereinfacht auf Basis von drei Stützstellen als „generierte“ Funktion gebildet werden.	$\Theta(pC)$ –aus numerischen Gründen kann eine zugehörige Umkehrfunktion $pC(\Theta)$ angegeben werden $\Theta(rH)$ – benötigt keine Umkehrfunktion
Dampftransport	als Funktion $\mu(r.F.)$ oder als konstanter Wert.	$Kv(\Theta)$
Flüssigwassertransport	als Funktion $D(w)$ – Diffusivity (Wassergehalt)	als Funktion $KI(\Theta)$ – Conductivity (Kapillardruck)
Wärmespeicherung	optional als „spezifische Enthalpie“(Temperatur) - $h(T)$	optional als „Innere Energie(Temperatur) – $u(T)$
Wärmetransport	$\lambda(T)$ und $\lambda(w)$	$\lambda(T)$, $\lambda(\theta)$ und $\lambda(\theta_{ice,eff})$

5.6.3 Ergänzende Versuchsaufbauten

Mit den bisherigen Versuchsaufbauten werden der Flüssigwassertransport und der Dampftransport nicht unabhängig voneinander erfasst. Insbesondere im Trocknungsversuch, welcher für die Kalibrierung des mittleren Feuchtebereichs der Flüssigwasser- und Dampfleitfähigkeit wichtig ist, finden beide Prozesse in gleicher Richtung statt. Dies erlaubt es nicht zwischen den Prozessen zu unterscheiden und die Flüssigwasser- und Dampfleitfähigkeit unabhängig voneinander zu kalibrieren. Um eine solche Unterscheidung zu ermöglichen, wurde an IBP und IBK ein neuer Versuchsaufbau entwickelt. Dabei wird ein Versuchskörper einem Differenzklima ausgesetzt, welches auf einer Seite warm und feucht ist (z.B. 22 °C, 70 % r.F.), während von der anderen Seite gekühlt wird. Durch den Dampfdruckgradienten entsteht so ein Wasserdampfstrom in das Material hinein, in dessen Poren das Wasser sorbiert wird. Abhängig von den Materialeigenschaften wird das flüssige Wasser im höheren Feuchtebereich dann durch die Kapillarwirkung in entgegengesetzte Richtung transportiert. Der Versuch ist schematisch in Abb. 5.6.2 dargestellt und wird im folgenden als „Kapitest“ bezeichnet.

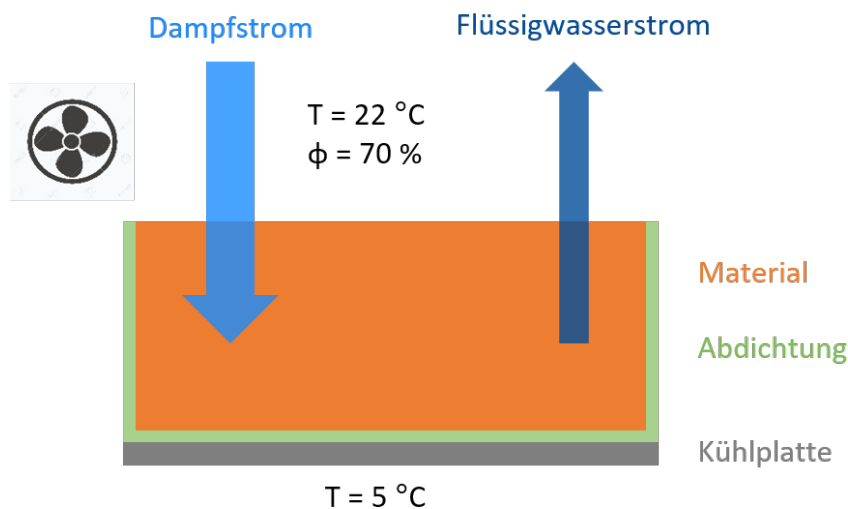


Abb. 5.6.2: Schematische Funktionsweise des Kapitests

Ein ähnlicher Versuch wurde bereits in Binder et al. (2010) und Zirkelbach & Binder (2011) beschrieben und dort als Kapitest bzw. CCR (Capillary Condensation Redistribution test) bezeichnet.

5.6.3.1 Vorbereitung der Proben

Es wurden drei verschiedene Materialien gemessen:

- CaSi-A: Kalziumsilikat, das von verschiedenen Laboren in [13] gemessen wurde (so derzeit nicht im Handel erhältlich)
- CaSi-B: Kalziumsilikat, handelsüblich
- Mineralschaumplatte, handelsüblich

Die grundlegenden Materialeigenschaften sind in Tabelle 1 aufgeführt. Die Wärmeleitfähigkeit λ ist für den trockenen Zustand angegeben. Der Dampfwiderstandsfaktor μ wurde bei Randbedingungen von 0 und 35 % r.F. gemessen. Der Feuchtegehalt bei effektiver Sättigung θ_{eff} wurde durch Unterwasserlagerung bestimmt.

Tabelle 5.6.3: Wärmeleitfähigkeit (λ_{dry}), Dichte (ρ), Dampfwiderstandsfaktor (μ) und effektive Sättigung (θ_{eff}) der gemessenen Materialien.

	λ_{dry} W/(m K)	ρ kg/m ³	$\mu_{0/35\%RH}$ -	θ_{eff} m ³ /m ³
CaSi-A	0.069	270	2.2	0.90
CaSi-B	0.059	189	2.4	0.93
AAC	0.045	104	2.9	0.25

Die Materialien wurden in Proben der Größe 100 mm x 100 mm x 50 mm geschnitten. An allen Seiten, mit Ausnahme der Oberfläche, wurden die Proben mit Dispersionsfarbe gestrichen. Anschließend wurden die Seiten mit Paraffin beschichtet und mit einem flexiblen EPDM-Isoliermaterial, das dampf- und wasserdicht ist und eine Wärmeleitfähigkeit von etwa 0.03 W/(mK) aufweist, kaschiert. Schließlich wurden die Proben auf den Probenträger geklebt, eine 100 mm x 100 mm große Aluminiumplatte mit einer Bohrung zur Aufnahme des Temperatursensors. Die fertige Probe ist in Abb. 5.6.3 dargestellt.

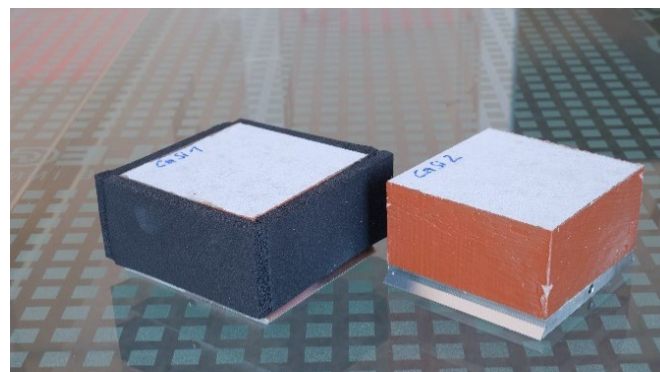


Abb. 5.6.3: Probekörper auf dem Probenträger, mit Dispersionsfarbe und Paraffin beschichtet, vor und nach der Aufbringung der EPDM-Isolation.

5.6.3.2 Versuchsaufbau

Als Randbedingungen wurde ein warmes, feuchtes Klima auf der Oberseite in Anlehnung an eine Raumtemperatur und eine kalte Temperatur auf der Unterseite entsprechend einer Außentemperatur gewählt. Das Experiment wurde dafür in einer Klimakammer durchgeführt, in welcher eine Kühlplatte aus Aluminium mit einer Größe von 390 mm x 450 mm installiert ist. Der

Aufbau mit den Proben ist in Abb. 5.6.4 dargestellt. Die unterliegende Kühlplatte hat einen mäanderförmigen Kanal, der mit einem Wasser-Glykol-Gemisch gefüllt und an einen Laborkühler angeschlossen ist. Dies ermöglicht eine genaue Regelung der unten am Probekörper anliegenden Temperatur mit einer räumlichen Gleichmäßigkeit von unter 0.2 K.

Die Materialproben werden auf einen Probenträger aus Aluminium geklebt. Die beiden dreieckig geformten Kanten dieses Trägers bilden eine Schwalbenschwanzverbindung mit Gegenstücken, die auf der Kühlplatte verschraubt sind. Sind die Schrauben leicht gelockert, können die Gegenstücke über Langlöcher verschoben werden. Mit dieser Anordnung ist es möglich, die Probenträger schnell von der Kühlplatte zu entriegeln und so nur kurze Unterbrechungen zum Wägen der Proben zu erreichen. Gleichzeitig wird ein sicherer und reproduzierbarer thermischer Kontakt zwischen Probenträger und Kühlplatte erreicht.

Zwischen Proben aus unterschiedlichem Material und an den Seitenwänden sind die Proben durch eine XPS-Isolierung mit einer Wärmeleitfähigkeit von 0.035 W/(mK) getrennt. Schließlich wird der gesamte Aufbau durch die Befestigung der Seitenwände mit Kunststoffplatten dichtgehalten.

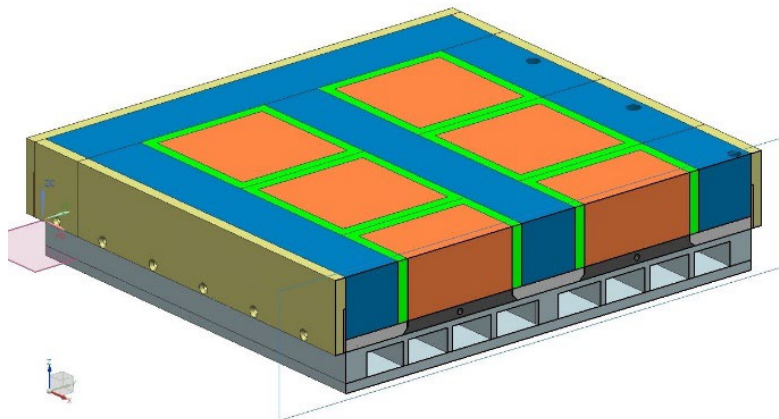


Abb. 5.6.4: Vertikaler Schnitt durch den Versuchsaufbau auf der Kühlplatte. Die Proben (orange) sind jeweils mit einer EPDM-Schicht (grün) isoliert und von einer XPS-Isolierung (blau) umgeben. Probenträger (schwarz) und Gegenstücke (grau) bilden eine Schwalbenschwanzverbindung. Der Aufbau ist von Kunststoffplatten (gelb) umgeben.

Abb. 5.6.5 zeigt den Aufbau im Inneren der Klimakammer. Oben auf dem Aufbau wurden Ventilatoren angebracht, um die Luftgeschwindigkeit an der Probenoberfläche zu erhöhen, so dass die Übergangswiderstände verringert werden. Es wurden die Bodentemperatur von vier Proben an den Rändern des Aufbaus aufgezeichnet. Dazu wurden zylinderförmige Sensoren in die Bohrung des Probenträgers gesteckt. Die Lufttemperatur und die relative Luftfeuchtigkeit wurden oberhalb der Probenoberfläche gemessen. Für die Temperaturmessung werden Pt100-Sensoren verwendet, welche vor Beginn der Messungen kalibriert wurden. Die relative Luftfeuchtigkeit

wurde mit einem kapazitiven Sensor für relative Luftfeuchtigkeit gemessen. Alle Messwerte wurden kontinuierlich aufgezeichnet.

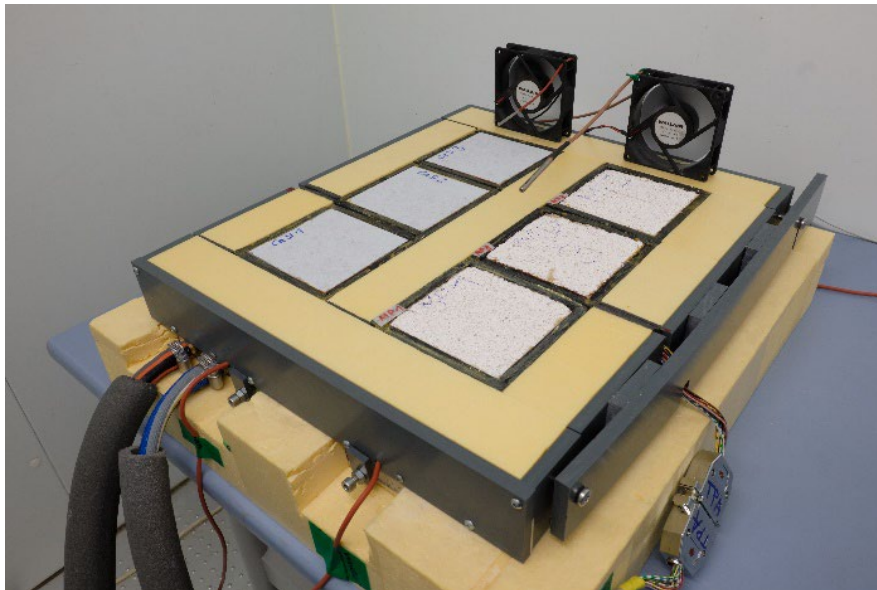


Abb. 5.6.5: Endgültiger Versuchsaufbau in der Klimakammer.

Ablauf der Messung

Die Messung wurde über einen Zeitraum von 72 Tagen durchgeführt. Im Abstand von ein bis drei Tagen wurden die Proben von der Kühlplatte entnommen, das Kondenswasser von den Probenträgern entfernt und das Gewicht mit einer Waage mit 0.001 g Auflösung bestimmt. Die Randbedingungen betragen 22 °C und 70 % relative Luftfeuchtigkeit in der Klimakammer und 5 °C auf der Kühlplatte. Die Temperaturen blieben während der gesamten Messdauer in einem Bereich von $\pm 0,1$ °C und die relative Luftfeuchtigkeit in einem Bereich von ± 2 %, außer während der Zeit, in der die Klimakammer betreten wurde, um die Proben zu wiegen, was jeweils etwa 20 Minuten dauerte.

Nach Beendigung des Versuchs wurden die Proben sofort in fünf horizontale Scheiben von jeweils etwa 10 mm geschnitten, deren Masse vor und nach dem Trocknen bei 45 °C bestimmt wurde. Dies erlaubte es das räumliche Wassergehaltsprofil über der Probenhöhe zu bestimmen.

Messergebnisse

Abb. 5.6.6 und Abb. 5.6.7 zeigen den gemessenen volumetrischen Feuchtegehalt und dessen Änderung über der Zeit für alle Materialien. Während der ersten 15 Tage verhalten sich die Materialien weitgehend ähnlich. Aufgrund des Dampfdruckgefälles kommt es zur Kondensation in der Probe und der Feuchtegehalt steigt an. Die zeitliche Änderung des Feuchtegehalts über der

Zeit geht jedoch zurück, was auf eine steigende relative Luftfeuchtigkeit im Material zurückzuführen ist, die eine Abnahme des Dampfdruckgradienten mit der Zeit bewirkt.

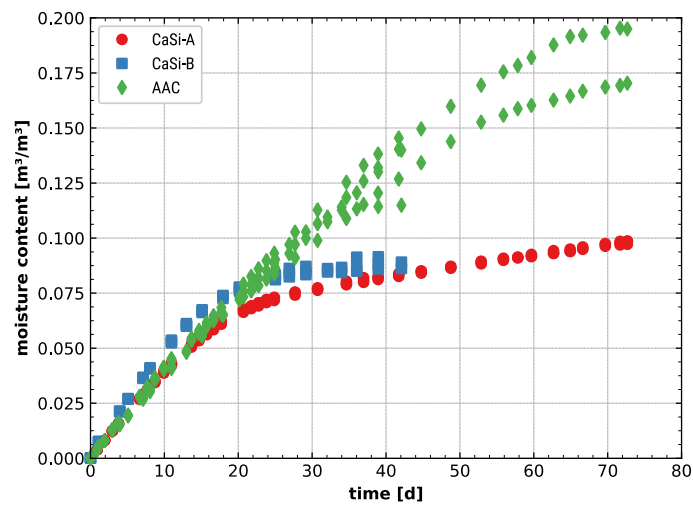


Abb. 5.6.6: Volumetrischer Feuchtegehalt der Proben als zeitlicher Verlauf über den Messzeitraum.

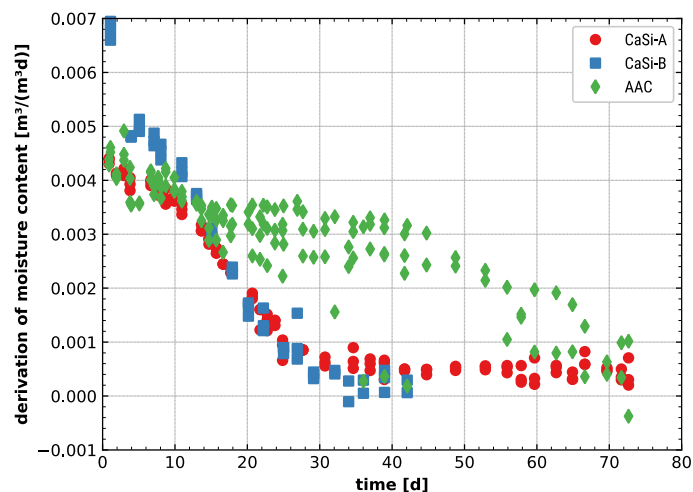


Abb. 5.6.7: Zunahme des volumetrischen Feuchtegehalts in $m^3/(m^3*d)$ über den Messzeitraum.

Nach 15 Tagen unterscheiden sich die Materialien deutlich voneinander. Die Feuchtezunahme von CaSi nimmt weiter ab, bis sie asymptotisch gegen Null geht. Daher bleibt der durchschnittliche Feuchtegehalt von CaSi auf einem deutlich niedrigeren Niveau als der von Mineralschaumplatten. Die weitere Abnahme des Feuchtegehalts von CaSi lässt sich sowohl durch ein abnehmendes Dampfdruckgefälle als auch durch eine zunehmende Kapillarleitfähigkeit erklären. Die Proben von AAC unterscheiden sich deutlich, insbesondere bei höheren Feuchtegehalten. Die Feuchtigkeit nimmt zunächst linear zu, bevor der Anstieg ab ca. Tag 40 abflacht. Es ist zu vermuten, dass dieses Verhalten mehrere Ursachen hat: eine begrenzte kapillare Leitfähigkeit und eine große Anzahl von Poren ähnlicher Größe, d.h. eine Stufe in der Feuchtespeicherfunktion, die den Dampfdruckgradienten für eine begrenzte Zeit konstant hält. Zu beachten ist auch, dass die hier verwendete

AAC-Probe eine geringere Wärmeleitfähigkeit aufweist, was zu niedrigeren Temperaturen im Inneren des Materials und damit zu einem höheren Dampfdruckgradienten führt.

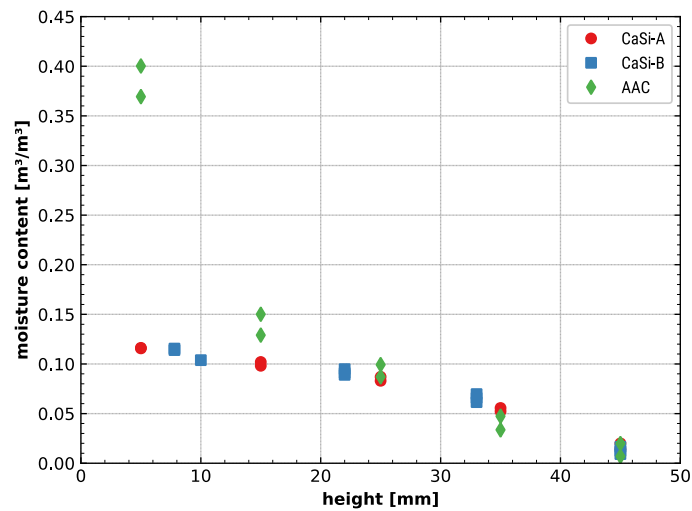


Abb. 5.6.8: Räumliches Profil des volumetrischen Feuchtegehalts über der Probenhöhe am Ende der Messung.



Abb. 5.6.9: Probe von Porenbeton am Ende der Messung, die feuchte Seite ist deutlich zu erkennen.

Abb. 5.6.8 zeigt das Profil des Wassergehalts über der Probenhöhe am Ende der Messung. Der Unterschied im Feuchtegehalt zwischen den Materialien ist offensichtlich. Die Feuchtigkeit im Inneren der Porenbetonplatten scheint sich überwiegend am Boden zu halten, was die Annahme der begrenzten kapillaren Leitfähigkeit des Materials bestätigt. Die Feuchtigkeitsverteilung ist auch bei Betrachtung der Probe am Ende der Messung zu erkennen, wie in Abb. 5.6.9 dargestellt. Es ist anzumerken, dass der hier erzielte Feuchtegehalt höher ist als derjenige, der durch Untereintauchen erzielt wurde (vgl. Tabelle 1).

5.6.3.3 Messung der Feuchteprofile mit NMR

Um die räumlich aufgelösten Feuchteprofile im Labor des IBK zu bestimmen, wurden die Probekörper in Schichten gesägt, deren Feuchtegehalt jeweils durch Trocknung ermittelt wurde. Bei dieser vergleichsweise simplen Methode sind Fehlerquellen durch ungenaues Sägen und schnelles Austrocknen des Probekörpers nicht auszuschließen. Auch ist die räumliche Auflösung (in der Regel 5 Messpunkte) relativ grob.

Um diese Messungen zu validieren, wurden hochaufgelöste NMR Messungen an der Bundesanstalt für Materialforschung in Berlin (BAM) durchgeführt. Die Probekörper wurden dafür am Ende eines Versuchsdurchgangs zusammen mit der Kühlplatte vom IBK Labor zur BAM transportiert. Die Ergebnisse sind ausführlich beschrieben in [3].

Die wichtigsten Ergebnisse zeigen Abb. 5.6.10 und Abb. 5.6.11. Mit NMR konnten sich die Feuchteprofile mit einer Auflösung von 2 mm bestimmen lassen. Dabei lässt sich erkennen, dass die obere (warme) Seite deutlich trockener bleibt als bei der einfachen schichtweisen Messung zu vermuten ist (Abb. 5.6.10). Werden die NMR Messergebnisse jeweils schichtweise gemittelt und mit der gleichen Auflösung wie die IBK-Messung dargestellt, zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen beiden Methoden (Abb. 5.6.11).

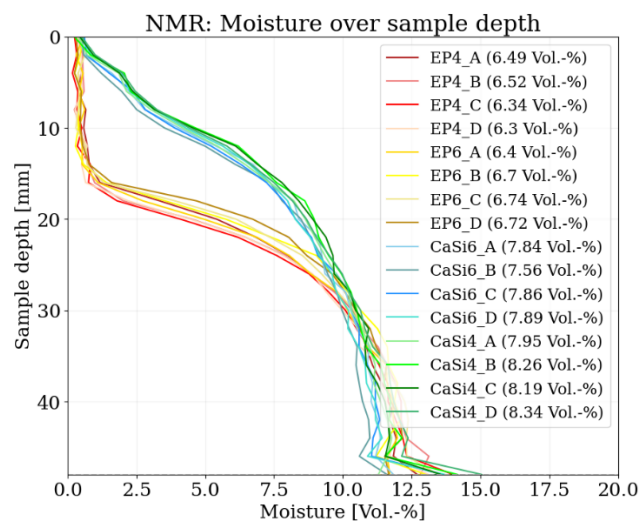


Abb. 5.6.10: Räumliche Feuchteprofile über Probenhöhe für CaSi-B (hier CaSi) und expandierte Perlite (EP), gemessen mit NMR

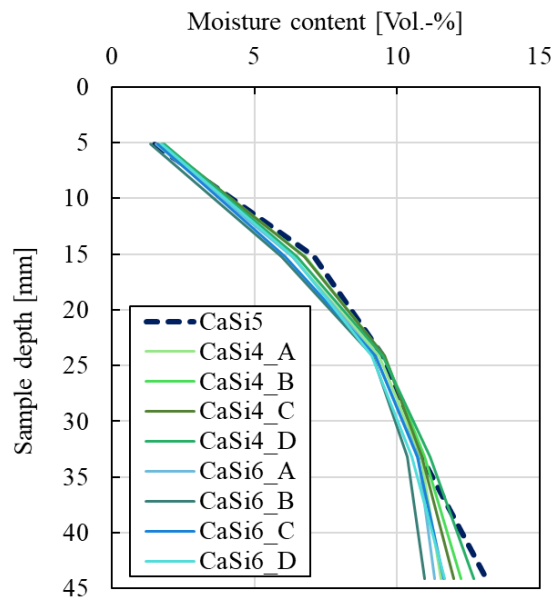


Abb. 5.6.11: Räumliche Feuchteprofile aus NMR Messungen (farbige Linien) im Vergleich mit Ergebnissen aus schichtweiser Messung im IBK Labor (gestrichelte Linie)

5.6.3.4 Einfluss auf die Materialcharakterisierung

In einem nächsten Schritt wurden die Messergebnisse des neu entwickelten Kapitests in die Materialcharakterisierung des IBK Labors einbezogen. Dafür wurden die in Kapitel 5.6.1 beschriebenen Versuche berücksichtigt.

Im Zuge des NaVe-Projekts wurde dafür eine inverse Modellierungsmethode für die Materialcharakterisierung entwickelt und in einer Software, dem *MaterialGenerator* umgesetzt. Dies ist ausführlich in Kapitel 5.6.4 beschrieben. Dabei werden die Transportfunktionen, genauer die Dampfleitfähigkeit K_v und die Flüssigwasserleitfähigkeit K_l , in einem Optimierungsalgorithmus kalibriert, welcher die Abweichung zwischen Messwerten und Simulationsergebnissen der Laborversuche minimiert. Abb. 5.6.12 und Abb. 5.6.13 zeigen die resultierenden Transportfunktionen sowie die Messwerte und Simulationsergebnissen der Laborversuche.

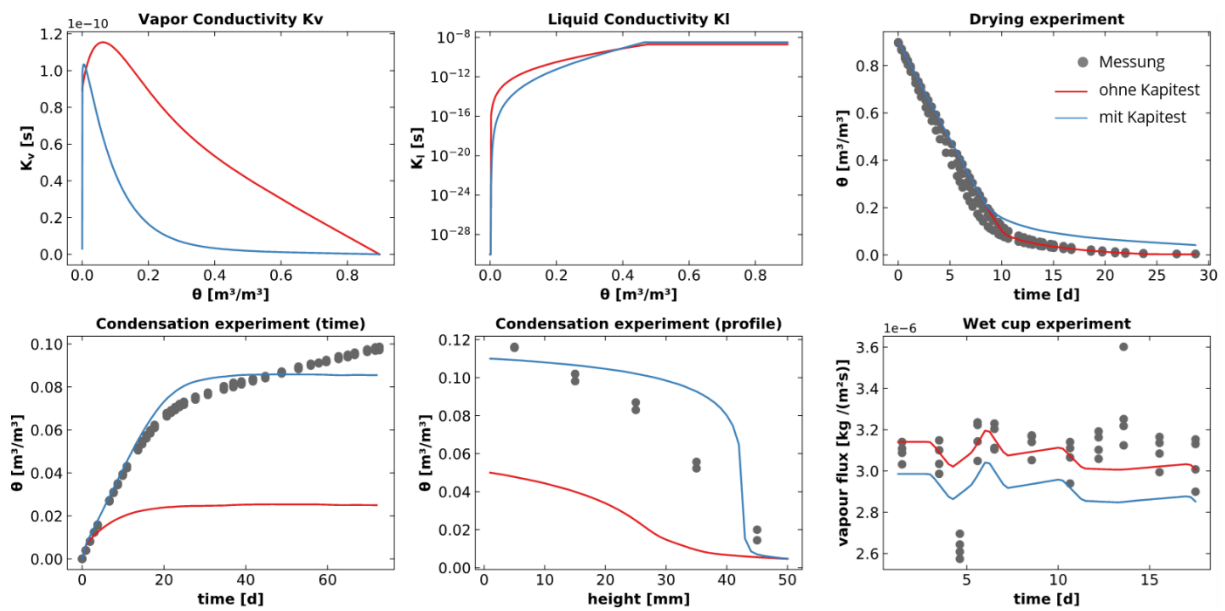


Abb. 5.6.12: Ergebnisse der Materialcharakterisierung von **CaSi-A**. Dampfleitfähigkeit K_v , Flüssigwasserleitfähigkeit K_l , Ergebnisse Trocknungsversuch, Kondensationsversuch und Cup-Versuch. Graue Punkte: Messergebnisse, rote Linien: Kalibrierung ohne Kapitest, blaue Linien: Kalibrierung mit Kapitest.

Für alle untersuchten Materialien zeigte sich, dass das Modell den Feuchtegehalt im Kapitest erheblich unterschätzt, wenn dieser nicht für die Charakterisierung berücksichtigt wird. Es scheint, dass der Flüssigkeitstransport überschätzt wird, da der Cup-Versuch und der Trocknungsversuch im mittleren Feuchtebereich offensichtlich nicht genügend Informationen liefern. Wird mit der inversen Modellierung der Kapitest berücksichtigt, ergibt sich eine geringere Flüssigwasserleitfähigkeit und eine etwas höhere Dampfleitfähigkeit. Damit kondensiert mehr Feuchte im Material und das Modell kann die Ergebnisse des Kapitests nachvollziehen.

Dabei wird die beste Übereinstimmung zwischen Modell und Messung bei CaSi-B erreicht, während bei CaSi-A und AAC, insbesondere im räumlichen Profil des Feuchtegehalts am beim Kapitest noch Abweichungen zu sehen sind. Es ist zu vermuten, dass dies auf die Absorptions-Desorptions-Hysterese zurückzuführen ist, die das vorliegende Modell in DELPHIN nicht berücksichtigen kann. Die Feuchtespeicherfunktion für beide Materialien wurde nur durch Messung der Desorption ermittelt.

In Anbetracht dieser Einschränkung führt der Kapitest dennoch zu einer deutlichen Korrektur des modellierten Absorptionsprozesses, und die daraus resultierenden Materialfunktionen sind geeignet, den realen Feuchtegehalt in Konstruktionen wesentlich genauer vorherzusagen.

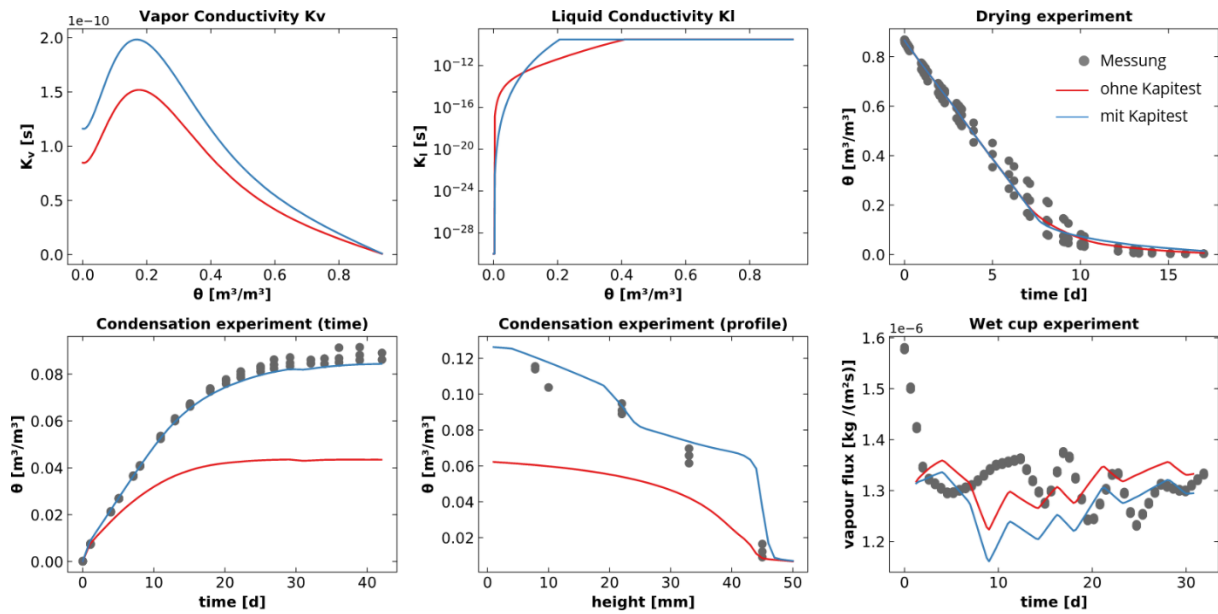


Abb. 5.6.13: Ergebnisse der Materialcharakterisierung von **CaSi-B**. Dampfleitfähigkeit K_v , Flüssigwasserleitfähigkeit K_l , Ergebnisse Trocknungsversuch, Kondensationsversuch und Cup-Versuch. Graue Punkte: Messergebnisse, rote Linien: Kalibrierung ohne Kapitest, blaue Linien: Kalibrierung mit Kapitest.

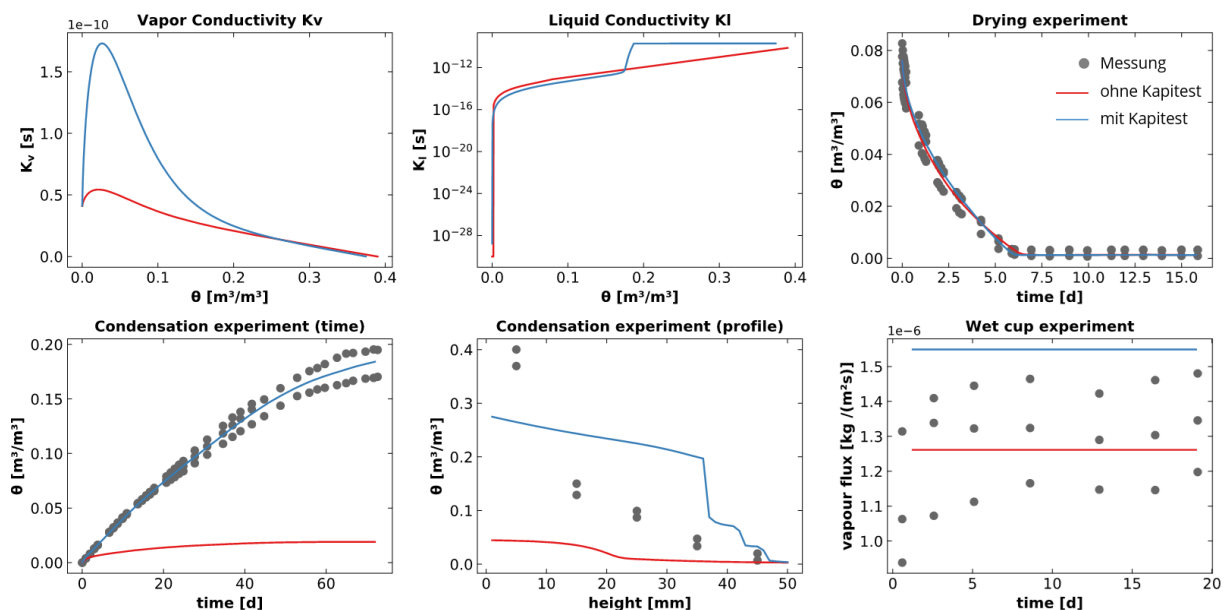


Abb. 5.6.14: Ergebnisse der Materialcharakterisierung von **AAC**. Dampfleitfähigkeit K_v , Flüssigwasserleitfähigkeit K_l , Ergebnisse Trocknungsversuch, Kondensationsversuch und Cup-Versuch. Graue Punkte: Messergebnisse, rote Linien: Kalibrierung ohne Kapitest, blaue Linien: Kalibrierung mit Kapitest.

5.6.4 Revision und Validierung der Auswerte- und Kalibrierungsverfahren

Im Projekt wurde eine Software und ein zugehöriges Vorgehen im Baustofflabor entwickelt, um effizient, nachvollziehbar und präzise Materialkennwerte und Materialkennwertfunktionen aus

Messwerten abzuleiten. Diese Software, der sogenannte *MaterialGenerator*, liest alle Messdaten in Form eines festgelegten Excel-Templates ein und erzeugt nach einigen Bearbeitungsschritten eine fertige Materialdatei im m6-Format für DELPHIN. Der *MaterialGenerator* hat eine grafische Oberfläche, über welche der Nutzer die Bearbeitungsschritte durchführen und die entsprechenden Parameter eingeben kann. Alle Einstellungen und Parameter werden in einer Projektdatei gespeichert, so dass der Prozess jederzeit erneut durchgeführt werden kann und nachvollziehbar bleibt.

5.6.4.1 Funktionsansätze für Feuchtespeicher- und Transportfunktionen

Ziel der Software ist es die Feuchtespeicherfunktion $\theta(pC)$ sowie die Transportfunktionen für Dampf $K_v(\theta)$ und Flüssigwasser $K_l(\theta)$ zu bestimmen. Für die Feuchtespeicherfunktion wird die analytische gaußsche Summenfunktion in der Form

$$\theta(pC) = \sum_{i=1}^N \frac{\Delta\theta_i}{\sqrt{2}} \left(1 + \operatorname{erf} \left(\frac{pC_i - pC}{\sqrt{2}S_i} \right) \right) \quad (19)$$

verwendet. Dabei ist pC der dekadische Logarithmus des Kapillardrucks p_c . Es wird eine Anzahl an N Funktionen summiert (auch als Modalitäten bezeichnet), welche jeweils 3 freie Parameter besitzen: $\Delta\theta_i$, pC_i und S_i . Die Software verwendet einen Optimierungsalgorithmus, um diese Parameter so zu berechnen, dass eine möglichst gute Annäherung erreicht wird. Ein Ergebnis ist beispielhaft in Abb. 5.6.15 dargestellt.

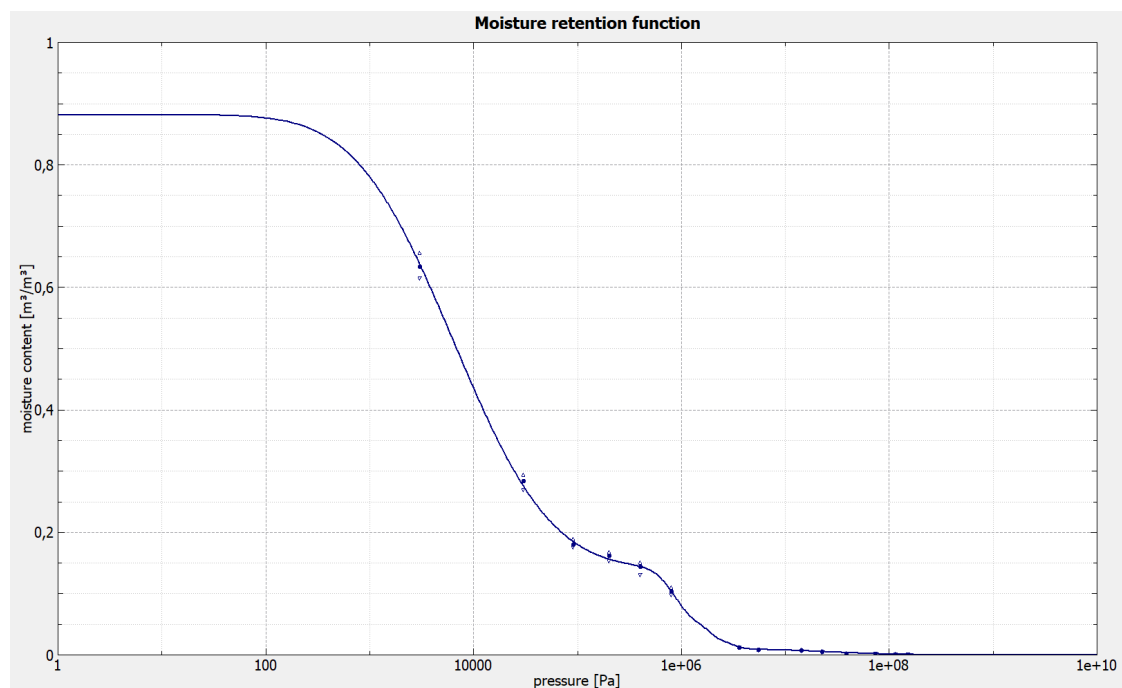


Abb. 5.6.15: Screenshot des MaterialGenerators: erzeugte Feuchtespeicherfunktion

Für die Dampfleitfähigkeit wird folgender Ansatz verwendet:

$$K_v(\theta) = \frac{D_v}{\mu R_v T} \gamma(\theta) \quad (20)$$

mit

$$\gamma(\theta) = B (10 \theta_r)^{a-1} \exp(-10 \theta_r) + (1 - \theta_r)$$

$$\theta_r = \frac{\theta}{\theta_{eff}}, \quad a = 1 + 10 \frac{\theta_{trans}}{\theta_{eff}}$$

Dabei sind D_v die Wasserdampfdiffusivität, R_v die Gaskonstante, T die Temperatur (293,15 K) und θ_{eff} der Sättigungswassergehalt des Materials. Es stehen 3 freie Parameter zur Verfügung: μ (der Wasserdampfdiffusionswiderstand), B und θ_{trans} . Der Einfluss der Parameter ist in Abb. 5.6.16 dargestellt.

Für die Flüssigwasserleitfähigkeit wird folgender Ansatz verwendet:

$$K_l(\theta) = a \int_0^{\theta_{eff}} \frac{1}{p_c^2(\theta)} d\theta \quad (21)$$

wobei oberhalb eines festgelegten Wassergehalts θ_{cut} die lineare Funktion

$$\theta > \theta_{cut}: K_l(\theta) = m\theta + n$$

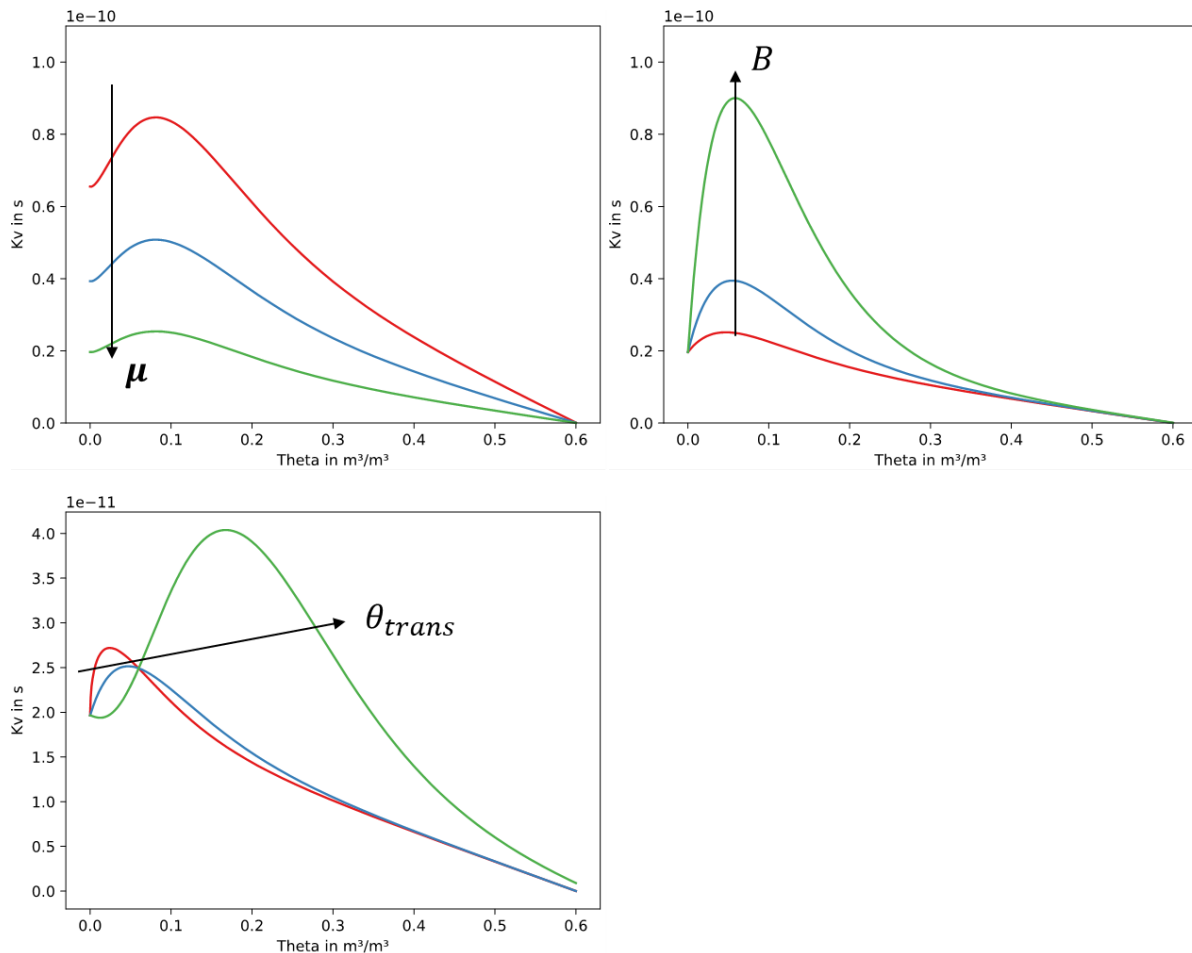


Abb. 5.6.16: Einfluss der freien Parameter auf die Funktion der Dampfleitfähigkeit

mit $K_l(\theta_{eff}) = K_{l,eff}$ angesetzt wird. Dabei ist $p_c(\theta)$ die inverse Funktion der Feuchtespeicherfunktion (siehe Gleichung). Weiterhin ist a ein freier Parameter und $K_{l,eff}$ ist die Flüssigwasserleitfähigkeit bei Sättigung, welche ebenfalls als freier Parameter verwendet werden kann. Für die inverse Feuchtespeicherfunktion können im *MaterialGenerator* wahlweise 1 Modalität oder 2 Modalitäten verwendet werden ($N = 1$ bzw. $N = 2$ in Gleichung (19)). Werden 2 Modalitäten verwendet, ergeben sich 3 weitere freie Parameter ($S_1, S_2, \Delta\theta_1$), wobei pC_1 und pC_2 fixiert bleiben und $\Delta\theta_2$ aufgrund des festgelegten Sättigungswassergehalts gegeben ist. Damit stehen insgesamt bis zu 5 freie Parameter zur Verfügung: $a, K_{l,eff}, S_1, S_2, \Delta\theta_1$. Deren Einfluss ist in Abb. 5.6.17 dargestellt.

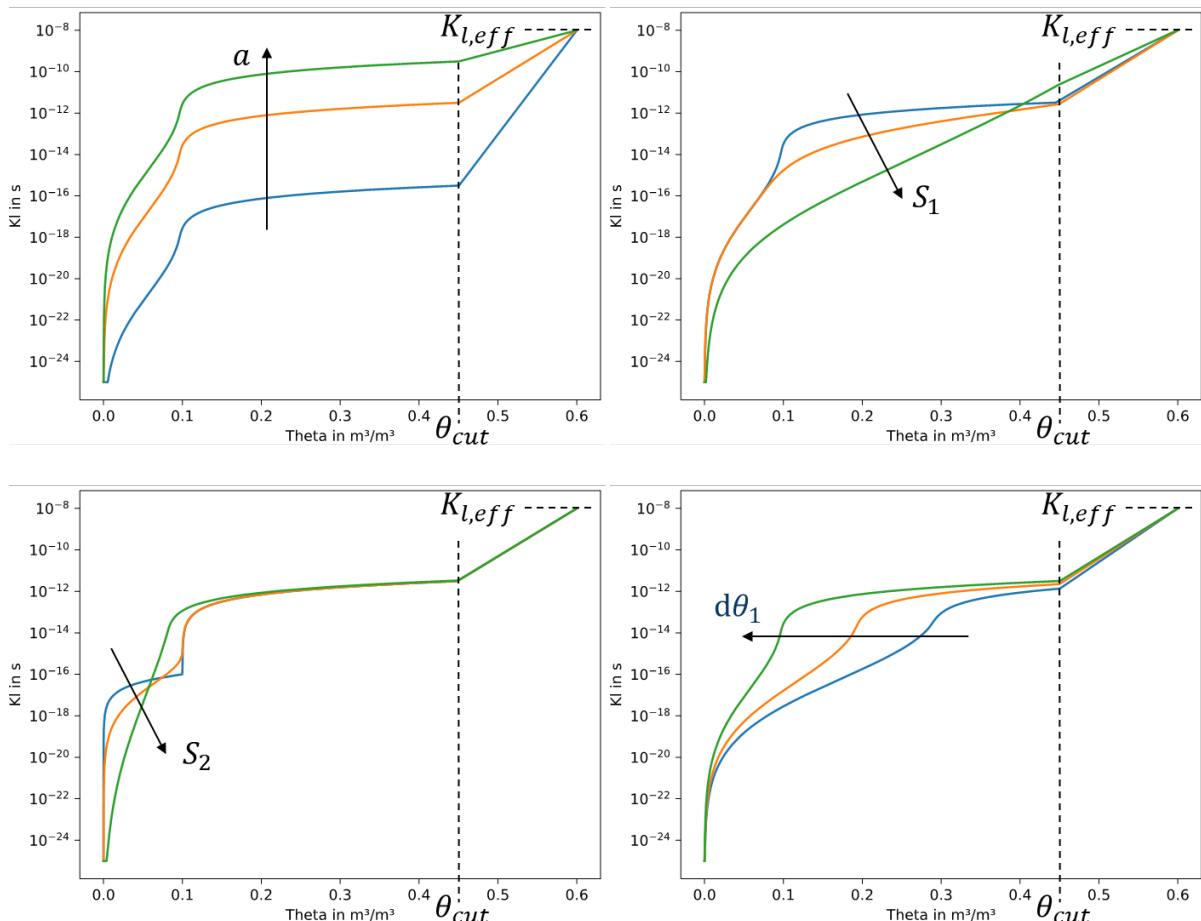


Abb. 5.6.17: Einfluss der freien Parameter auf die Funktion der Flüssigwasserleitfähigkeit

5.6.4.2 Bestimmung der Feuchtespeicher- und Transportfunktionen

In einem ersten Schritt liest der *MaterialGenerator* die Messdaten zur Feuchtespeicherung, Trocknung, Dampfdiffusion, Wasseraufnahme und Wärmeleitfähigkeit im entsprechenden Excel-Format ein. Anschließend werden die folgenden Schritte durchgeführt:

Erzeugen der Feuchtespeicherfunktion durch Fitten einer summierten Gaußfunktion

Hierfür verwendet der *MaterialGenerator* die Ergebnisse der Druckplatten-Messungen sowie der Exsikkator-Messungen. Dies sind volumetrische Feuchtegehalte θ in Abhängigkeit des Kapillardrucks p_c . Die gauß'sche Summenfunktion (19) wird an diese Messwerte approximiert. Dazu werden mit einem Optimierungsalgorithmus die freien Parameter $\Delta\theta_i$, pC_i und S_i bestimmt.

Berechnung der Transportfunktionen durch inverse Modellierung

Im nächsten Schritt werden die Transportfunktionen für Dampf $K_v(\theta)$ und Flüssigwasser $K_l(\theta)$ berechnet. Tabelle 5.6.4 fasst nochmals alle freien Parameter zusammen. Einige Parameter werden immer vom Algorithmus kalibriert, während andere optional kalibriert werden können. Werden die optionalen Parameter nicht kalibriert, legt der Nutzer einen geeigneten Wert fest.

Tabelle 5.6.4: Freie Parameter zur Funktionskalibrierung

	Parameter	Bedeutung	kalibriert/optional
Dampfleitfähigkeit	μ	Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	kalibriert
	B	Erhöhungsfaktor Dampfleitfähigkeit	optional
	θ_{trans}	Feuchtegehalt mit max. Dampfleitfähigkeit	optional
Flüssigwasserleitfähigkeit	a	Skalierungsparameter	kalibriert
	$K_{l,eff}$	Gesättigte Flüssigwasserleitfähigkeit	optional
	S_1	Gaußparameter	kalibriert
	S_2	Gaußparameter	kalibriert
	$\Delta\theta_1$	Gaußparameter	kalibriert

Diese Funktionsparameter lassen sich mit den durchgeführten Laborexperimenten nicht direkt messen. Deshalb wurde ein inverser Modellierungsansatz im *MaterialGenerator* implementiert, welcher nach folgendem Ablauf funktioniert:

1. Erstellung von DELPHIN Simulationsprojekten basierend auf den eingelesenen Messdaten (Probekörperabmessungen, Randbedingungen) für alle eingelesenen Laborversuche. Im Regelfall sind dies die Cup-Messung, der Trocknungsversuch und der Wasseraufnahmeversuch. Die Simulationen bilden den Ablauf dieser Versuche nach.
2. Erstellung der Transportfunktionen, basierend auf den gegebenen Funktionsansätzen und den Funktionsparametern. Im ersten Schritt werden geeignete Anfangsparameter geschätzt. Als Ergebnis wird eine DELPHIN Materialdatei geschrieben.
3. Ausführen der DELPHIN Simulationen und Auswertung der Ergebnisse. Für jedes Simulationsprojekt ist eine Ergebnisgröße definiert, welche mit dem entsprechenden Ergebnis des Laborexperiments verglichen wird. Dazu wird die Summe der quadratischen Abweichungen berechnet:

$$sse_{norm} = \frac{w}{N} \sum_{i=1}^N \left(f_{norm}(y_{meas,i}) - f_{norm}(y_{sim,i}) \right)^2$$

mit

$f_{norm}(y) = \frac{y - y_{min}}{(y_{max} - y_{min})}$ sind y_{meas} die Messwerte und y_{sim} die Ergebnisse der Simulation.

Diese werden jeweils auf ihr Minimum y_{min} und Maximum y_{max} normiert.

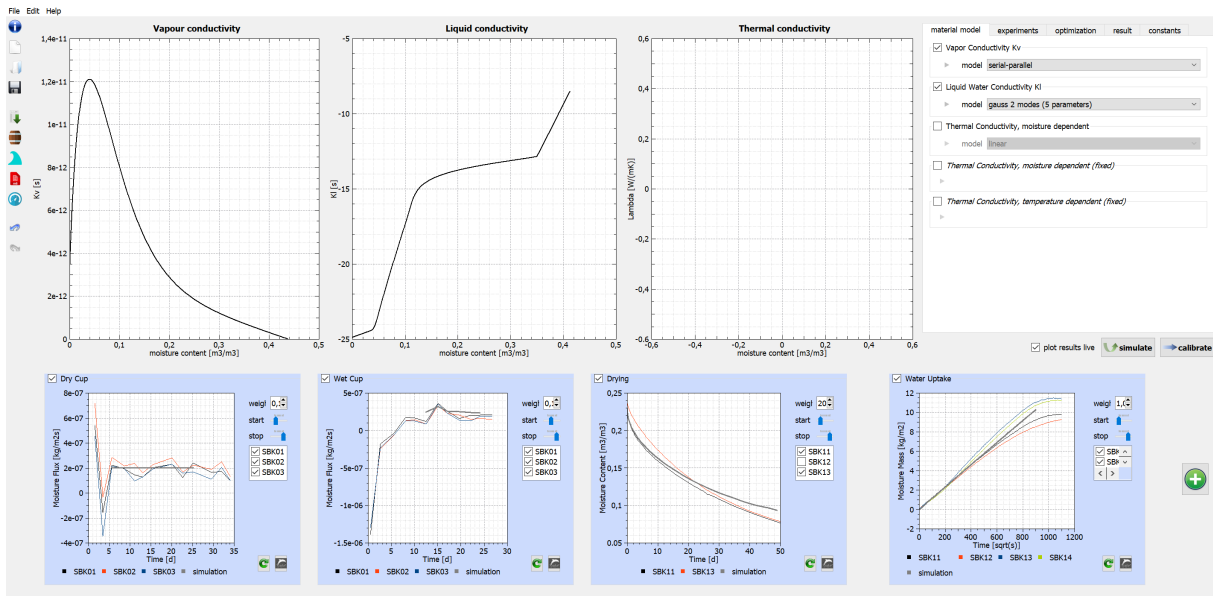


Abb. 5.6.18: MaterialGenerator Programmoberfläche: oben aktuelle Transportfunktionen, unten: Messwerte und Simulationsergebnisse der Laborexperimente

Die Schritte 2 und 3 sind in der Kostenfunktion eines Optimierungsalgorithmus implementiert. Dieser minimiert die Gesamtabweichung, d.h. die Summe der se_{norm} -Werte aller Experimente. Damit werden Schritte 2 und 3 iterativ in einer Schleife durchgeführt, so lange bis ein festgelegtes Abbruchkriterium erreicht ist oder der Prozess vom Nutzer unterbrochen wird. Während des laufenden Prozesses werden die Simulationsergebnisse im Vergleich mit den Messergebnissen im *MaterialGenerator* dargestellt, so dass der Nutzer die Güte der bestimmten Transportfunktionen beurteilen und den Prozess ggf. beenden kann (Abb. 5.6.18). Im *MaterialGenerator* sind verschiedene nichtlineare Optimierungsalgorithmen aus der Bibliothek NLOPT (s. nlopt.readthedocs.io) implementiert.

Überprüfung der Funktionen auf numerische Probleme und Export der Materialdatei

Im letzten Schritt werden die resultierenden Materialfunktionen einem numerischen Test unterzogen. Dieser besteht aus einer zweidimensionalen DELPHIN-Simulation mit direktem Wasserkontakt an zwei Seiten. Das Material wird vom trockenen Zustand ausgehend vollständig gesättigt, wobei der gesamte Feuchtebereich der Transportfunktionen durchlaufen wird. Das Programm misst die Ausführungszeit der Simulation und bewertet diese mittels eines Ampelschemas. Ist der Nutzer mit dem Ergebnis zufrieden, kann schließlich eine DELPHIN Materialdatei exportiert werden.

5.6.5 Entwicklung einer Methode zur Konvertierung zwischen den Programmen

Im Projekt wurde eine Software in der Programmiersprache Python erstellt, welche die jeweiligen Materialdateien von WUFI und DELPHIN ineinander umrechnen kann. Es wurde überprüft, ob die direkte Umrechnung in exemplarischen Simulationen vergleichbare Ergebnisse liefert.

Zunächst wurde je ein Modul geschrieben, welches eine WUFI-Materialdatei bzw. eine DELPHIN-Materialdatei einlesen und auch wieder ausgeben kann (WuPhyMat und DelPhynMat). Diese Module könnten auch für andere Zwecke als den hier beschriebenen Konvertierungsalgorithmus benutzt werden. Herausforderung war dabei z.B., dass die Programmvariablen nicht nur die Zahlenwerte der Materialparameter enthalten müssen, sondern auch die physikalischen Einheiten, denn diese sind in beiden Materialdatenformaten flexibel festlegbar. Die Klasse WuPhyMat wendet die pythongeeignete frei verfügbare API-Bibliothek „ElementTree“ zum Lesen und Schreiben der XML-Dateien an. Das Lesen und Schreiben der m6-Dateien wurde in der Klasse DelPhynMat direkt implementiert.

5.6.5.1 Umrechnung von skalaren Materialparametern

Wie bereits erläutert, existiert zu den meisten skalaren Materialparametern eine Entsprechung im jeweils anderen Materialdatenformat. Für diese wird daher im Konvertierungsalgorithmus nur eine Einheitenumrechnung durchgeführt. Außerdem werden die Zeichenketten, welche die Einheiten repräsentieren, zwischen WUFI und DELPHIN übersetzt.

5.6.5.2 Umrechnung von Materialfunktionen

Die Materialfunktionen wurden bereits in Tabelle 5.6.2 aufgelistet. Nachfolgend werden die einzelnen Umrechnungen erläutert. In jedem Unterkapitel wird zuerst die Umrechnung von WUFI in Delphin und danach von Delphin in WUFI erläutert. Allen Materialfunktionen ist gemein, dass sie aus jeweils zwei gleichlangen Listen von Daten bestehen. Die erste Liste wird hier als x-Vektor bezeichnet, die zweite Liste als y-Vektor. Der y-Vektor sind die Funktionswerte der jeweiligen Materialfunktion an den im x-Vektor aufgelisteten Stützstellen.

Feuchtespeicherfunktion

Die Feuchtespeicherung enthält die Informationen, wieviel Feuchtigkeit ein Baustoff bei bestimmten Umgebungsbedingungen aufnimmt. Sowohl die Sorptionsisotherme als auch die Saugspannungskurve sind also Feuchtespeicherfunktionen.

Die Feuchtespeicherfunktion wird in der Wufi-Materialdatei als Funktion $w(rH)$ angegeben. In DELPHIN wird zwar standardmäßig eine Funktion der Form $\theta(p_c)$ genutzt. Doch auch Funktionen der Form $\theta(rH)$ sind möglich und werden bei der hier beschriebenen Konvertierung angewendet. Eine Umrechnung in eine Funktion $\theta(p_c)$ würde vermutlich nur numerische Anomalien erzeugen.

In WUFI ist der Wassergehalt w definiert als Wassermasse je Baustoffvolumen. In DELPHIN hingegen ist der Wassergehalt θ definiert als Wasservolumen je Baustoffvolumen. Die Umrechnung ist daher einfach möglich mittels der Formel $\theta = w/\rho_l$ mit der Dichte des Wassers ρ_l .

Flüssigwasserleitfähigkeit

Die Behandlung des Flüssigwassertransports stellt einen der größten Unterschiede zwischen den Solvern von WUFI und DELPHIN dar. Während WUFI einen Diffusivity-Ansatz benutzt, wird in DELPHIN standardmäßig ein Conductivity-Modell verwendet. Dies bedeutet: in WUFI ist das treibende Potential für den Flüssigwassertransport der Wassergehaltsunterschied. In DELPHIN hingegen sind es Kapillardruckunterschiede.

Für den Diffusivity-Ansatz (WUFI) lautet der Term für den Flüssigwassermassenstrom j_l in der Richtung k :

$$j_{l,k} = \rho_l * D_l(\theta) * \frac{\partial \theta}{\partial x_k} \quad (22)$$

Darin ist $D_l(\theta)$ die vom örtlichen Feuchtegehalt abhängige Diffusivität (engl. Diffusivity) des Materials und $\frac{\partial \theta}{\partial x_k}$ der örtliche Gradient des Feuchtegehalts. Anders ausgedrückt: Die Diffusivität setzt den örtlichen Feuchtegehaltsgradienten mit dem daraus resultierenden Flüssigwassermassenstrom ins Verhältnis.

Für den Conductivity -Ansatz (DELPHIN) lautet der Term für den Flüssigwassermassenstrom j_l in der Richtung k ohne Einfluss von Gravitation:

$$j_{l,k} = K_l(\theta) * \left[\frac{\partial p_c}{\partial x_k} \right] \quad (23)$$

Darin ist $K_l(\theta)$ die vom örtlichen Feuchtegehalt abhängige Flüssigwasserleitfähigkeit des Materials und $\frac{\partial p_c}{\partial x_k}$ der örtliche Gradient des Kapillardrucks in Richtung k .

Bildet man die Umkehrung der Feuchtespeicherfunktion, so kann geschrieben werden $p_c = f(\theta)$. Daher gilt auch: $p_c = f[\theta(x)]$.

Für die Ableitung von p_c nach x_k muss daher die Kettenregel angewendet werden, und man erhält:

$$\frac{\partial p_c}{\partial x_k} = \frac{\partial p_c}{\partial \theta} * \frac{\partial \theta}{\partial x_k} \quad (24)$$

Gleichsetzen von Gleichung (22) und (23) sowie Einsetzen von Gleichung (24) ergibt:

$$\rho_l * D_l(\theta) * \frac{\partial \theta}{\partial x_k} = K_l(\theta) * \frac{\partial p_c}{\partial \theta} * \frac{\partial \theta}{\partial x_k} \quad (25)$$

Somit können die örtlichen Gradienten eliminiert werden und nach der Diffusivity D_l umgestellt werden:

$$D_l(\theta) = \frac{1}{\rho_l} K_l(\theta) * \frac{\partial p_c}{\partial \theta} \quad (26)$$

Der Term $\frac{\partial p_c}{\partial \theta}$ (das ist die Ableitung der inversen Saugspannungskurve nach dem Feuchtegehalt) ist also notwendig, um die Funktion der Flüssigwasserleitfähigkeit $K_l(\theta)$ umzurechnen in die Funktion $D_l(\theta)$.

Um aus der WUFI-Materialdatei die Saugspannungskurve zu erhalten, wird die tabellierte Sorptionsisotherme $\theta(\rho)$ umgerechnet in eine Funktion $\theta(p_c)$, indem für die tabellierten Werte der Luftfeuchtigkeit ρ die Formel (18) angewendet wird.

Die x-Werte der Feuchtespeicherfunktion - also relative Luftfeuchtwerte dieser Funktion - werden mit Gleichung in die entsprechenden Kapillardrücke umgerechnet.

Wärmeleitfähigkeit

Sowohl WUFI als auch DELPHIN ist es möglich durch Angabe entsprechender Funktionen zu berücksichtigen, dass die Wärmeleitfähigkeit sowohl mit steigender Temperatur als auch mit steigendem Feuchtegehalt zunimmt. Dies ermöglicht es, dass die Wärmeleitfähigkeit von der Wärmeleitfähigkeit und vom Wassergehalt abhängig ist (dh. $\lambda = f(\theta, T)$). Zusätzlich existiert in DELPHIN noch die gefrorene Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit vom Eisgehalt des Materials. In WUFI wird dies vereinfacht nur über den Feuchtegehalt berücksichtigt, unabhängig vom Aggregatzustand des Wassers.

5.7 Erarbeitung neuer Auswertungsverfahren (IBP / TUD)

Die Auswertung der Ergebnisse einer hygrothermischen Simulation muss sicherstellen, dass nur Bauteile freigegeben werden, die weder in der Trocknungsphase, noch im Jahresverlauf oder langfristig Feuchtezustände erreichen, bei denen die Funktion des Bauteils beeinträchtigt oder dieses geschädigt wird. Dazu werden die Feuchtebilanz des gesamten Bauteils sowie die Feuchtegehalte in einzelnen Schichten, Teilbereichen oder Positionen innerhalb des Bauteils bewertet. Die Prüfung der Feuchtebilanz stellt sicher, dass im Bauteil keine Feuchteakkumulation stattfinden kann. Ist dies sichergestellt, muss geprüft werden, ob die Feuchteverhältnisse in den einzelnen Materialien sowie an relevanten Positionen und Grenzschichten im unkritischen Bereich bleiben. Für einige Schadensmechanismen standen bisher nur vereinfachte oder wenig abgesicherte Bewertungskriterien zur Verfügung. Auf Basis der in diesem Projekt durchgeführten Untersuchungen werden für diese nun neue und für die Praxisanwendung geeignete Auswerteverfahren erstellt.

5.7.1 Verfügbare-Bewertungskriterien (IBP)

5.7.1.1 Einzelbewertung Gesamtwassergehalt (nur qualitativ)

Die Bewertung des Gesamtwassergehalts ist immer erforderlich, da er die Feuchtebilanz des Bauteils beschreibt. Ausgehend von der angesetzten Anfangsfeuchte steigt oder fällt dieser zunächst und erreicht in den meisten Fällen nach einiger Zeit den eingeschwungenen Zustand. Beide Entwicklungen sind akzeptabel, eine weitergehende Bewertung sollte aber erst nach Erreichen des eingeschwungenen Zustands erfolgen. Steigt der Gesamtwassergehalt über den gesamten Berechnungszeitraum an, muss die Berechnung über einen längeren Zeitraum durchgeführt werden. Bleibt es bei einem permanenten Anstieg, bedeutet dies, dass die Konstruktion systematisch mehr Feuchte aufnimmt als austrocknen kann. Dies stellt in der Regel ein Versagenskriterium dar. Nur bei geringen Feuchteakkumulationen, die auch auf die Lebensdauer des Bauteils keine kritischen Verhältnisse erzeugen, kann eine solche systematische Feuchteanreicherung mit entsprechender Begründung toleriert werden. Die Bewertung des Gesamtwassergehalts erfolgt qualitativ, da die absoluten Feuchtegehalte mit der Dicke des Bauteils und den Sorptionseigenschaften variieren, so dass keine sinnvollen Grenzwerte festgelegt werden können.

5.7.1.2 Einzelbewertung Feuchtegehalte in den Materialien

Ein einem weiteren Schritt werden die Feuchtegehalte in den einzelnen Materialschichten bewertet. Hier gilt, wie beim Gesamtwassergehalt, dass auf qualitativer Ebene kein permanenter Anstieg über den Berechnungszeitraum stattfinden sollte – dies ist auch bei eingeschwungenem Zustand u.U. möglich, wenn z.B. eine Schicht mit hoher Einbaufeuchte diese permanent an eine andere Materialschicht abgibt. Daher sollte auch hier der qualitative Verlauf mit bewertet werden.

Treten keine Feuchteakkumulationen auf, ist zu prüfen, inwiefern die zu Beginn sowie im eingeschwungenen erreichten Feuchtegehalte ggf. Schäden in den jeweiligen Materialien zur Folge haben können. Dabei sind neben der gesamten Materialschicht meist auch kritische Teilbereiche oder ggf. die Grenzschicht zwischen zwei Materialien zu bewerten. Dies wird bei den einzelnen Schadenskriterien weiter ausgeführt.

5.7.1.3 Erhöhte Transmissionswärmeverluste

Die Wärmeleitfähigkeit der meisten Materialien wird beim sog. Bezugsfeuchtegehalt, also dem Gleichgewichtsfeuchtegehalt bei 80 % relativer Luftfeuchte ermittelt. D.h. der für das Bauteil ermittelte U-Wert gilt bis zu diesem mittleren Feuchtegehalt. Wird er überschritten, kann es sein, dass der angestrebte U-Wert nicht mehr eingehalten ist. V.a. bei nur schlecht gegen Regen geschützten Bauteilen oder bei Dämmstoffen sollte daher bei höheren Feuchtegehalten überprüft werden, ob und in welchem Umfang sich eine Erhöhung der Transmissionswärmeverluste einstellt. Da die Materialien i.d.R. mit einer feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit in den Datensätzen hinterlegt sind, kann aus dem ermittelten Feuchtegehalt abgeleitet werden, ob eine solche Korrektur erforderlich ist. Eine solche ist darüber hinaus meist nur dann relevant, wenn der geplante U-Wert nahe an einem einzuhaltenden Grenzwert liegt.

Die meisten Dämmstoffe erhalten bei der Zulassung einen Sicherheitszuschlag, der neben Alterung, Messungenauigkeiten, Materialstreuung oder Ausgasung auch einen Anteil für die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit durch die typischerweise enthaltene Feuchte beinhaltet. D.h. typischerweise enthaltene Feuchtemengen sind durch diesen Zuschlag bereits abgedeckt, erst untypisch hohe Feuchtegehalte sind zu berücksichtigen. Grenzen dafür sind bisher allerdings in den einschlägigen Richtlinien nicht hinterlegt und auch die genaue Größenordnung des Feuchteanteils an den Zuschlägen werden im Rahmen der Zulassungen nicht explizit deklariert. Bei sorptionsfähigen Dämmstoffen kann die Korrektur ab 80 % r.F. über die Differenz der tatsächlichen Feuchte der gesamten Materialschicht und der Feuchtegehalte bei 80 % r.F. aus der Sorptionsisotherme abgeleitet werden. Bei diffusionsoffenen Dämmstoffen ist eine Überschreitung bezogen auf die gesamte Materialdicke aber recht unwahrscheinlich und falls sie doch erreicht wird, ist vermutlich eher ein Versagen wegen des Fäulnisrisikos maßgeblich. Bei nicht sorptionsfähigen Faserdämmungen werden in analoger Weise eher eine zu hohe Feuchte in den angrenzenden Beplankungsmaterialien oder ablaufendes Tauwasser ein Problem darstellen als die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit. Somit bleiben die Hartschaumdämmungen übrig, bei denen tatsächlich in der Praxis immer wieder mal der Feuchtegehalt zu bewerten ist. Hier muss ab etwa 2 Vol.-% Feuchtegehalt davon ausgegangen werden, dass die Wärmeleitfähigkeit in einer Weise erhöht ist, die durch die Zuschlagswerte nicht mehr abgedeckt ist. Höhere Feuchtegehalte sind dementsprechend zu vermeiden oder ggf. durch eine größere Dämmdicke zu kompensieren.

5.7.1.4 Schimmel

Schimmel kann sich sowohl an der Innen- als auch an der Außenoberfläche von Bauteilen bei geeigneten Bedingungen bilden. Auch innerhalb der Konstruktion oder sogar innerhalb von Materialien ist dies unter gewissen Umständen möglich. Schimmelpilze stellen, solange sie nur in begrenztem Umfang auftreten eine optische Beeinträchtigung sowie ein hygienisches Problem dar, schädigen aber i.d.R. nicht die Bausubstanz. Ein hygienisches Problem ergibt sich, wenn durch den Stoffwechsel des Schimmels entstehende mikrobielle flüchtige organische Verbindungen oder dessen Sporen in die Raumluft gelangen. Dies ist vor allem der Fall, wenn Schimmel an der Innenoberfläche oder innenseitig der Luftdichtheitsebene auftritt, aber aufgrund der begrenzten Luftdichtheit auch bis zu einem gewissen Grad dann, wenn Schimmel innerhalb der Konstruktion wächst.

Da Schimmel vergleichsweise häufig auftritt, ist er von großer Relevanz in der Praxis. Schimmelpilzbewertungskriterien liegen bereits seit vielen Jahren auf allen drei Stufen vor: vom einfachen Grenzwert bei 80 % r.F. als Kriterium für Innenoberflächen im Winter z.B. in DIN 4108-2 (2013) über temperaturabhängige Grenzkurven (vgl. WTA-Merkblatt 6-3) bis hin zu instationären Modellen (vgl. WTA-Merkblatt 6-3, Sedlbauer 2001 und Viitanen 1996). Alle Grenzwerte und Modelle sind bisher nur für Innenoberflächen validiert und gültig. Mit Einschränkung können Sie auch innerhalb der Konstruktion verwendet werden – dort ist das Risiko aber aufgrund geringerer Nährstoff- und Sporenverfügbarkeit sowie stärker schwankender und extremerer Temperaturen reduziert. Einige Schimmelpilze, die in den Modellen berücksichtigt sind, vertragen auch keinen Frost. An der Außenoberfläche kommt noch UV-Strahlung und Niederschlagseinfluss dazu, so dass wiederum viele im Innenraum wachsende Pilze an dieser Position nicht überleben.

Aus diesen Gründen ist eine Schimmelpilzbewertung mit den genannten Kriterien regelmäßig an Innenoberflächen und auch an innenraumoberflächennahen Bereichen sinnvoll, jedoch nicht bzw. allenfalls in qualitativer Form außerhalb der Luftdichtheitsebene, auf der Kaltseite der Dämmung oder an der Außenoberfläche. Die WTA-Merkblätter 6-5 zur Innendämmung und 6-8 zur Bewertung in Holzbauteilen geben beide explizit an, dass keine Bewertung Schimmelpilzwachstumsrisikos auf der Kaltseite der Dämmung erforderlich ist. Für Innendämmung und Leichtbauteile wäre dies in der weit überwiegenden Zahl der Fälle ein KO-Kriterium. Auch mit Glaser wird dies Position nicht nur nicht bezüglich Schimmel bewertet, sondern bei der Ergebnisbewertung wird regelmäßig Tauwasserbildung über mehrere Wochen bis Montage akzeptiert, dass im Sommer wieder verdunsten muss. Mit 100 % relativer Luftfeuchte wäre aber jeder für Schimmelwachstum verfügbare Grenzwert überschritten.

Der aktuelle Entwurf des WTA-Merkblatts 6-3 macht diese Einschränkung ebenfalls deutlich bzw. kompensiert die eigentliche Nichtanwendbarkeit der Grenzkriterien durch eine entsprechend höhere Toleranzgrenze bei den Ergebnissen.

	Innenoberfläche oder Position mit Raumlufthkontakt	Oberflächen im Bauteilinneren ohne Raumlufthkontakt	Kein Kontakt zum Nutzer
	Bewertungszeitraum kürzer als ein Jahr ⇒ Keine Bewertung möglich bzw. sinnvoll		
	MI < 1: kein oder gerade startender Bewuchs auch in Wohnräumen normal und akzeptabel (z.B. Pflanzen)	MI < 2: kein oder nicht sichtbarer, nur mikroskopisch erkennbarer Bewuchs	MI < 3: beginnender, mit bloßem Auge gerade erkennbarer Bewuchs
	1 ≤ MI < 2: nicht sichtbarer, nur mikroskopisch erkennbarer Bewuchs	2 ≤ MI < 3: beginnender, mit bloßem Auge gerade erkennbarer Bewuchs	MI ≥ 3: mit bloßem Auge erkennbarer Bewuchs
	MI ≥ 2: beginnender, mit bloßem Auge gerade erkennbarer Bewuchs	MI ≥ 3: mit bloßem Auge erkennbarer Bewuchs mit geringer Ausbreitung	Beurteilung im Einzelfall – aktuell nicht definiert

© Fraunhofer IBP

Abb. 5.7.1: Bewertungskriterien für Schimmel (Mould Index MI) in Abhängigkeit von der Auswerteposition und deren „Kontakt“ zum Nutzer bzw. zur Raumluft. Die maßgebliche Bewertung erfolgt ganz links über die Innenoberflächen bzw. die Positionen mit Raumlufthkontakt. Ohne direkten Raumlufthkontakt gilt die mittlere Spalte. Ist der Kontakt zum Nutzer ausgeschlossen ist die rechte Spalte maßgeblich.

Die Ergebnisse werden im sogenannten Mould Index beschrieben. MI 0 bedeutet, dass überhaupt kein Schimmelwachstum möglich ist. Ab Stufe 1 bis 2 ist ein beginnender, mikroskopisch erkennbarer Bewuchs nicht auszuschließen. Erst ab Stufe 3 wird dieser auch für das bloße Auge erkennbar. Ergebnisse bis MI 1 sind dementsprechend immer akzeptabel, auch an Innenoberflächen. Erstens weist die Prognose noch eine gewisse Sicherheitsreserve auf und zweitens wäre eine durch Wachstum in diesem Umfang bedingte Belastung der Raumluft vernachlässigbar gering – geringer als z.B. durch Zimmerpflanzen mit feuchtem Erdreich, Obst oder Gemüse, an deren Oberflächen ebenfalls Schimmelpilzbildung teilweise sogar im sichtbaren Bereich stattfindet oder als die Sporenlast, die man mit Schuhen von draußen mit in die Wohnung bringt. Das beginnende Wachstum bis MI 1 kann also als Anteil an der Grundlast angesehen werden, die sowohl im Außenklima- als auch in vergleichbarer Weise in normalen Innenräumen vorhanden ist. Innerhalb der Konstruktion steigt der „grüne Bereich“ bis auf MI 2 an, ohne möglichen Kontakt mit dem Nutzer – also in abgeschotteten Bereichen der Konstruktion sogar auf MI 3.

5.7.2 Entwicklung von Bewertungskriterien und Überführung in praxisgerechte Ampelschemata (IBP)

In der Praxis hat sich gezeigt, dass sich Anwender mit der Bewertung hygrothermischer Simulationsergebnisse teilweise schwertun. Diese sind im Vergleich zum Glaser-Verfahren komplexer und vielfältiger. Es müssen nicht nur einfache Grenzwerte eingehalten bzw. einfacher Zahlenwerte miteinander verglichen werden, sondern je nach Konstruktionstyp kommen verschiedene Kriterien in Betracht. Es müssen unterschiedliche Positionen untersucht, mal Feuchten an einem Punkt (z.B. Grenzschicht zwischen zwei Materialien) und mal Wassergehalte in

einem bestimmten Bereich, letzteres oft auch in Kombination mit der gleichzeitig auftretenden Temperatur bewertet werden.

Um diese Problematik zu entschärfen, werden in diesem Kapitel die auszuwertenden Ergebniselemente, die Auswertebereiche sowie die verschiedenen Grenzwerte zusammengestellt und soweit möglich mit einem dreistufigen Ampelschema versehen. Dies ist zwangsläufig mit Vereinfachungen und in der Konsequenz auch größeren Sicherheitsreserven verbunden. Die Erfahrung zeigt aber, dass für die Anwender sowohl im Hinblick auf die eigene Absicherung als auch auf die externe Kommunikation, die Vorteile einer solchen Systematik den Nachteilen überwiegen – zumal die Anforderungen so gestaltet werden, dass im Einzelfall immer ein begründetes Abweichen von den Vorgaben möglich bleibt. Diese Vorgehensweise hat sich in den vergangenen Jahren bereits auf der Eingabeseite in der Weiterentwicklung der Normung bewährt. So gibt der Anhang D der DIN 4108-3 viele Eingabeparameter für die Simulation auf einfacher Basis mit erhöhter Sicherheit vor. Kann eine Konstruktion mit dieser Basis-Vorgabe nachgewiesen werden, ist die Beurteilung schnell und einfach möglich. Gelingt dies nicht, kann geprüft werden, ob das Sicherheitsniveau im spezifischen Fall reduziert werden kann, so dass doch noch eine Freigabe möglich ist. Dies hat mehrere Vorteile: Entweder verändert der Planer als Reaktion den Aufbau der Konstruktion in einer Weise, dass diese mit den höheren Standardsicherheiten nachweisbar wird. Er plant also ein Bauteil mit größerer Fehlertoleranz und Robustheit. Oder er muss aktiv überlegen, an welcher Stelle eine Reduzierung der vorgeschlagenen Sicherheiten sinnvoll und gut begründbar ist. Und da er weiß, dass die Konstruktion ohne diese Anpassung nicht funktioniert, wird die Einhaltung der Vorgaben von den Ausführenden auch entsprechend eingefordert. Durch diesen Prozess findet also automatisch eine Sensibilisierung aller Beteiligten statt. Diese auf der Seite der Eingabe vorhandene Flexibilität fehlt derzeit noch weitgehend auf der Seite der Ergebnisbewertung.

Stufe I: Pauschale Feuchte-Grenzwerte

Auf Stufe 1 wird, wie bereits eingangs beschrieben, häufig auf einfache, stationäre Einzelgrenzwerte (z.B. 20 M.-% Feuchtegehalt in Massivholz nach DIN 68800-3) zurückgegriffen, die in vielen Fällen der Genauigkeit der mit Hilfe von Simulationen erzielten Ergebnisse nicht gerecht werden. Trotzdem erscheint es sinnvoll, auch hier die einfachen Grenzwerte als erste Stufe der Bewertung aufgrund ihrer Einfachheit beizubehalten.

Es gibt aber ganze Kategorien von Bauweisen, bei denen die erste Stufe nicht ausreicht, da diese Bauteile im Nachweis versagen, obwohl sie sich in der Praxis u.U. seit vielen Jahren gut bewährt haben oder sogar nachweisfrei sind. Ein Beispiel sind nach außen diffusionsoffene Dachkonstruktionen, deren Holzbeplankung oder Lattung z.B. unter der Ziegeleindeckung oder hinter einer Belüftungsebene den Außenluftbedingungen ausgesetzt ist. Die Luftfeuchten erreichen dabei im Winter an vielen Standorten oft über Wochen oder Monate Werte, bei denen die 20 M.-% für Holz deutlich überschritten werden. Durch die langwellige Unterkühlung der Eindeckung oder im Falle von Schnee werden diese Bedingungen extremer. Solche Konstruktionen sind nach DIN

4108 oder 68800 nachweisfrei und seit Jahrzehnten bewährt. Nicht nur Simulationen, sondern auch Messungen zeigen aber, dass der genannte Grenzwert deutlich und lang überschritten wird, ohne, dass es zu Schädigungen kommt. Grund ist zum einen der hohe Sicherheitszuschlag auf diesen Grenzwert und zum anderen das Auftreten der erhöhten Feuchten nur in Kombination mit niedrigen Temperaturen, bei denen trotz deutlicher Überschreitung keine Schädigung möglich ist.

Stufe II: Feuchte-Grenzwertkurven (z.B. abhängig von der Temperatur)

Als zweite Stufe ist in vielen Fällen daher eine Grenzwertkurve sinnvoll, die nicht nur das Feuchteniveau, sondern auch das gleichzeitig auftretende Temperaturniveau berücksichtigt. Egal ob es sich um biologische oder chemisch-physikalische Schadensmechanismen handelt, ist praktisch immer eine solche zusätzliche Temperaturabhängigkeit zu beobachten. Um beim Beispiel der Holzerstörung zu bleiben: hier wurde mit dem WTA-Merkblatt 6-8 zur Bemessung von Holzkonstruktionen diese zweite Stufe bereits eingeführt. Die hinterlegte Grenzwertkurve erlaubt bei 30 °C eine Feuchte von 86 % r.F., was umgerechnet über eine typische Weichholz-Sorptionsisotherme der bisher üblichen Holzfeuchte von 20 M.-% entspricht. Bis auf 0 °C steigt die Kurve dann bis auf 95 % r.F. oder 26 M.-% an. Neben der Temperaturabhängigkeit wurde auch die maßgebliche Einheit für die Feuchte geändert. Die relative Feuchte beschreibt, wie stark die Feuchte an die Material-Innenoberflächen der Poren gebunden ist und stellt damit die Größe dar, mit der für die meisten Schadensmechanismen und bei den meisten Materialien der kritische Bereich am besten beschrieben werden kann. Trotzdem gilt bei dieser Kurve gilt aber, dass bei der Planung temporäre Überschreitungen als Versagen bewertet werden, ohne dass dies in der Praxis einen Schaden zur Folge haben muss. Deutlich wird das bei einer einmaligen längeren Berechnung der Schalung. Kann diese in Realität bei diffusionsoffener Eindeckung innerhalb weniger Wochen austrocknen, würde der direkt nach dem Regen zu hohe Feuchtegehalt auch die temperaturabhängige Grenzkurve überschreiten.

Stufe III: Instationäre Bewertungsmodelle (Berücksichtigung von Dauer oder Häufigkeit - i.d.R. mit Postprozessoren)

In vielen Fällen ist auch eine dritte Stufe bei der Bewertung sinnvoll, die die Einwirkdauer der kritischen Bedingungen berücksichtigt. Bei chemisch-physikalischen Schadensmechanismen ergibt sich hier i.d.R. ein linearer Zusammenhang zwischen Dauer oder Häufigkeit einer Einwirkung und der resultierenden Schadensintensität, wobei meist irgendwann ein kritischer Wert überschritten wird. Bei biologischen Prozessen wie Pilzbildung kommt hinzu, dass zunächst eine Etablierung des Organismus erforderlich ist, bevor dieser seine schädigende Wirkung entfalten kann. Die Etablierung wird bei entsprechenden Modellen oft als Initiationsphase bezeichnet. Solange diese nicht erreicht ist, bleiben auch kurzfristig extreme Bedingungen ohne Folgen. Erst in der anschließenden Wachstums- oder Abbauphase stellt sich ein vergleichbarer Zusammenhang zwischen Dauer und Schadensfortschritt ein. Stufe III beinhaltet also instationäre Kriterien mit Hilfe

derer die instationären Berechnungsergebnisse bewertet werden können – dafür sind z.B. Makros in Excel oder kleine Zusatzprogramme (sog. Postprozessoren) erforderlich, mit denen die Auswertung erfolgt.

Bei der Bewertung wird also zunächst auf Stufe I zurückgegriffen. Wenn dies nicht erfolgreich ist, besteht die Möglichkeit den Nachweis etwas aufwändiger auf Stufe II oder in einigen Fällen auch instationär auf Stufe III zu erbringen. Für die im Rahmen des Projekts untersuchten Schadensmechanismen werden in den folgenden Kapiteln die entwickelten Kriterien auf zwei oder meist drei Stufen sowie die zugehörigen Grenzwerte als Vorschlag für ein Ampelmodell beschrieben, das meist aus grün, gelb und rot, bei Stufe I und in einigen weiteren Fällen aber auch nur aus grün oder rot besteht.

5.7.2.1 Frostschädigung

Einfache Grenzwerte, mit denen eine Frostschädigung von Materialien vermieden werden kann, stehen bisher nur wenige zur Verfügung. Selbstverständlich ist hier zunächst das Temperaturniveau von Belang – sofern keine Gefriertemperaturen auftreten, können sich auch keine Frostschäden einstellen – dementsprechend ist eine Bewertung nur in Bereichen erforderlich, in denen bei mittleren bis hohen Feuchtegehalten Temperaturen unter 0 °C auftreten können. Das WTA-Merkblatt-Merkblatt 6-5 sowie DIN 4108 (2018) für Innendämmungen empfehlen, bei nicht bekannter Frostbeständigkeit die Feuchtegehalte entweder auf 30 % Durchfeuchtungsgrad (freie Wassersättigung des Materials ohne Hohlräume) oder auf eine relative Feuchte in den Poren von 95 % r.F. zu beschränken. Die Einhaltung des jeweils höheren Wertes ist dabei ausreichend. Entgegen der ursprünglichen Begrenzung auf den Bereich der alten Innenoberfläche (der von innen gedämmten Wand) mit Temperaturbereichen bis maximal etwa - 5 °C bei heutigem Dämmstandard scheinen diese beiden Grenzen auch bei niedrigeren Temperaturen noch genügend Sicherheit bei der praktischen Anwendung aufzuweisen. Das Gefrier Grenzpotential, also der Feuchtegehalt, bei dem die gerade noch gefüllten Poren bei der jeweiligen Temperatur gerade nicht mehr einfrieren, sinkt mit tieferen Temperaturen bis hin zu einem Grenzwert von -20 °C bis auf etwa 83 % r.F.. Solche tiefen Temperaturen werden in Mitteleuropa in Bauteilen i.d.R. aber nicht erreicht.

Stufe I wäre also (abgesehen von Frostbedingungen) temperaturunabhängig die Anforderung, im Außenbereich von massiven Bauteilen und bei nicht frostbeständigen Materialien die o.g. Grenzwerte von 30 % Durchfeuchtungsgrad oder 95 % r.F. einzuhalten.

Eine genauere Bewertung auf **Stufe II** wäre anhand des in Abb. 5.7.2 dargestellten Gefrier Grenzpotentials möglich. Frostgefahr ist gegeben, wenn die bei der jeweiligen Temperatur die über die Kurve definierte relative Feuchte überschritten wird. Die zuvor genannten Grenzwerte können dabei bei Temperaturen über -5 °C entsprechend überschritten werden. Bei niedrigeren Temperaturen müssten niedrigere Feuchtegehalte eingehalten werden. Allerdings ist noch unklar, ob bei relativen Feuchten unter 95 % r.F. überhaupt praktisch relevante Frostschäden auftreten können.

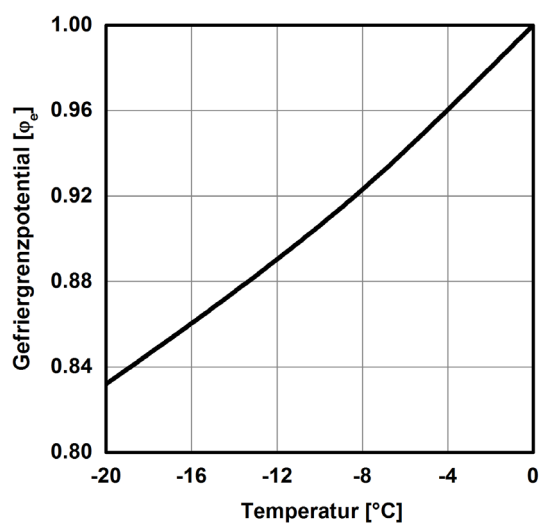


Abb. 5.7.2: Das Gefrierlimitpotential beschreibt die relative Feuchte über dem bei der jeweiligen Temperatur gerade noch nicht gefrorenen Porenwasser. Wird diese relative Feuchte im Material bei der entsprechenden Temperatur nicht überschritten, kann keine Eisbildung stattfinden.

Stufe III kann, aufbauend auf den Grundlagen in AP 5.2, mit Hilfe einer numerischen Simulation und dem gemessenen differentiellen Frostschädigungspotential das Frostrisiko einer Konstruktion bestimmt und bewertet werden. Als Maß für die Schädigung wird allgemein die Verringerung des E-Moduls herangezogen. Dies wurde auch im vorliegenden Projekt als praktikabel bestätigt. Es muss nun eine Grenze des verringerten E-Moduls definiert werden, ab der eine nicht mehr akzeptable Schädigung stattgefunden hat. Allgemein wird dafür eine Verringerung des E-Moduls um 20% als praktikabler Wert mit ausreichender Sicherheit angesehen. Dies wird auch im Rahmen von NaVe als Schadensgrenze vorgeschlagen. Ob in Einzelfällen eine schärfere Grenze notwendig ist, z.B. bei erhöhtem Schadensrisiko, unklaren Baustoffeigenschaften o.ä., muss im jeweiligen Anwendungsfall detailliert untersucht werden werden.

Es gilt also als Schadenskriterium: $\Delta E_{zul} = 20\%$. Dies wäre als rote Ampel zu werten, da eine irreversible Materialschädigung eingetreten ist.

5.7.2.2 Metallkorrosion

Zur Korrosionsbewertung sollte auf allen drei Stufen die Position am Bewehrungsstahl ausgewertet werden, die die ungünstigsten Bedingungen aufweist. In frei bewitterten Bauteilen ist dies i.d.R. die Position an der der Außenoberfläche zugewandte Seite der äußeren Bewehrung.

Für die Korrosionsbewertung standen bisher für **Stufe I** nur sehr einfache und besonders vorsichtige Grenzwerte für die relative Feuchte an Innenoberflächen zur Verfügung, bei denen Korrosion sicher vermieden werden kann. Der Grenzwert liegt für karbonatisierten Beton oder zementgebundene Mörtel bei maximal 80 % r.F. und für nicht zementgebundenen Einbettungsmaterialien 60 % r.F. (vgl. u.a. DIN EN ISO 13788:2013). Auf dieser Ebene gibt es nur die grüne Ampel bis zum Grenzwert und die rote Ampel für darüber liegende relative Feuchten.

In **Stufe II** werden Beton, Kalkmörtel und Gips in der Bewehrungsebene über die Abb. 5.3.72 dargestellte temperatur- und feuchteabhängige Grenzkurve bewerte. Liegen die stündlichen Werte unter der Grenzkurve ist keine Korrosion zu erwarten, für Werte über der Grenzkurve liegen Korrosionsbedingungen vor.

In der **Stufe III** wird die Bewertung des Korrosionsrisikos in karbonatisiertem Mörtel / Beton, Kalkmörtel und Gips in der Bewehrungsebene abhängig von den Korrosionsbedingungen und Bindemitteltypen durchgeführt und so das zeitliche Korrosionsverhalten des Stahls ermittelt. Dies ist z.B. mit Hilfe des Postprozessors WUFI® Corr möglich. Das Ergebnis wird als Korrosionsabtrag oder Eindringtiefe in μm dargestellt. Bleiben die Werte während der zu erwartenden Standzeit des Bauteils $\leq 30 \mu\text{m}$ bleibt die Ampel auf Grün. Über 20 bis $\leq 150 \mu\text{m}$ ist diese auf Gelb, darüber dann auf Rot, bezogen auf eine Standzeit von 25 Jahren.

5.7.2.3 Holzschädigung

Die Bewertung der Feuchtegehalte in Holz wurde exemplarisch bereits in Kapitel 5.7.2 bei der Erläuterung der verschiedenen Stufen der Bewertung beschrieben. **Stufe I** stellen hier v.a. die Anforderungen aus DIN 68800 (2012) dar. Holz- und Holzwerkstoffe sollten „dauerhaft“ keine Holzfeuchten von 20 M.-% bzw. 18 M.-% überschreiten. Tatsächlich beziehen sich diese Anforderungen allerdings nicht in beiden Fällen auf eine Schädigung durch holzerstörende Pilze. Dies gilt nur für die Grenze von 20 M.-% für Massivholz, die temporär für maximal drei Monate überschritten werden dürfen, wobei hier kein weiterer Grenzwert für diese temporäre Überschreitung genannt wird. Ausgewertet wird die ganze Schicht, bei Schichtdicken über 30 mm, nur ein entsprechend dicker Teilbereich. Die 18 M.-% für statisch tragende Holzwerkstoffe in Nutzungsklasse 1, bei der der Gleichgewichtsfeuchtegehalt nur für wenige Wochen im Jahr über 85 % r.F. liegen darf, dienen dagegen der Sicherstellung der statischen Festigkeitswerte. Diese werden bei maximal 18 M.-% Feuchtegehalt bestimmt und in der Regel bei höheren Feuchtegehalten nicht mehr eingehalten. Hier ist zwar bei Überschreitung auch eine rechnerische Korrektur der statischen Werte möglich – auf diese wird aufgrund des zusätzlichen Aufwands in der Praxis aber kaum zurückgegriffen. Ausgewertet wird wiederum die ganze Holzwerkstoffplatte – wobei auch hier keine Dicken $> 30 \text{ mm}$ herangezogen werden sollten. Holzwerkstoffe, die für den Einsatz im Feuchtbereich bei Nutzungsklasse 2 (Gleichgewichts-feuchtegehalt längerfristig $> 85 \%$ r.F.) freigegeben sind, dürfen 21 M.-% Feuchtegehalt nicht überschreiten. Für die Bewertung mit einem Ampelschema sind hier nur zwei Ergebnisse möglich: grüne Ampel bei Einhaltung des jeweiligen Grenzwerts und rote Ampel bei Überschreiten. Eine gelbe Bewertung kann aus den Anforderungen ohne weitreichende Interpretation nicht abgeleitet werden.

Eine Bewertung auf **Stufe II** mit einem temperaturabhängigen Feuchtegrenzwert ist gem. WTA-Merkblatt 6-8 (2016) aktuell nur für Massivholz möglich. Hierbei wird die relative Luftfeuchte (in den Poren des Materials – also beim entsprechenden Gleichgewichtsfeuchtegehalt) im 10 mm dicken kritischen Teilbereich der Holzschicht auf Basis des gleitenden 24-h-Mittelwerts herangezogen und mit der Grenzwertkurve verglichen, die nicht überschritten werden darf. Diese

Grenzwertkurve hat sich in der Praxis in den letzten 10 Jahren bereits gut bewährt. Aktuell ist in Diskussion aufgrund der immer noch eher hohen Sicherheiten bei der Bewertung vom 24-h-Mittel auf ggf. längere Fristen (z.B. Wochenmittel) zu wechseln. Auch hier ist nur ein zweistufiges Ampelschema mit grüner Ampel bei nicht und roter Ampel bei Überschreiten der Grenzlinie möglich. In ähnlicher Weise ist auf Basis der im Rahmen dieses Projekts durchgeführten Untersuchungen eine Bewertung mit der neuen, gegenüber dem WTA-Ansatz nochmal höher liegenden Grenzkurve möglich. Da die Grenzbedingungen nochmals näher an der Realität sind, muss der Auswertebereich allerdings verfeinert werden: hier wird nach aktuellem Stand eine Auswertedicke von etwa 5 mm empfohlen – die Mittelung erfolgt im Gegenzug nicht auf Basis von 24 Stunden sondern von einer Woche also 168 Stunden.

Stufe III stellt die instationäre Bewertung dar, bei der der Einfluss des genauen zeitlichen Verlaufs der einwirkenden Bedingungen auf den holzerstörenden Prozess berücksichtigt wird. Mit dem Prognosemodell WUFI® HzP wird genau wie bei der neuen Grenzkurve in Stufe 2 der 5 mm dicke kritischste Teilbereich im Holz ausgewertet und ermittelt, ab wann und in welchem Umfang ggf. Materialabbau stattfinden kann. Das Ampelschema ist hier nun dreistufig: die Ampel bleibt auf grün, solange die Initiationsphase nicht abgeschlossen ist und dementsprechend der Pilz im Holz noch nicht ausreichend etabliert ist, um dieses zu schädigen. Gelb ist der Bereich ab Abschluss der Initiationsphase bis zur Prognose von ersten geringfügigen Masseverlusten von maximal 1-2 M.-%. Aufgrund der weiterhin enthaltenen immanenten Sicherheiten des Modells ist hier real noch nicht von einer irgendwie relevanten Schädigung auszugehen. Eine Akzeptanz der Bewertung mit gelber Ampel ist zu begründen und sollte bei statisch relevanten Bauteilen nur bedingt erfolgen. Bei höheren Werten, die v.a. in der Planung auf keinen Fall toleriert werden sollten, schaltet die Ampel auf Rot.

5.7.2.4 Rückhaltevermögen von Tauwasser

Tauwasser tritt auf, wenn die relative Luftfeuchte 100 % r.F. erreicht. Da die relative Feuchte gar nicht weiter ansteigen kann, bedeutet dies, dass alle anderen evtl. Grenzwerte bei Tauwasserbildung bereits überschritten wurden. Dementsprechend ist Tauwasserrückhaltung also nur für den Fall zu bewerten, dass alle anderen relevanten Kriterien vorher bereits geprüft und keine kritischen Grenzwerte überschritten wurden oder dass die betroffenen Materialien feuchteunempfindlich sind und keine anderen Grenzwerte zu beachten sind.

Bei der Auswertung wird zunächst der Wassergehalt in der kritischen 10 mm dicken Teilschicht bewertet, in der sich potenziell Tauwasser bilden kann, also relative Feuchten von deutlich über 95 % r.F. erreicht werden. In den meisten Fällen ist dies in Mitteleuropa auf der kalten Außenseite der Dämmung der Fall – Umkehrdiffusion im Sommer kann aber auch zu Tauwasser auf der Raumseite der Dämmung führen.

Auf **Stufe I** kann unabhängig vom Grenzschnitt-Material und von den Dämmstoffeigenschaften Tauwasserablauf ausgeschlossen werden, wenn der berechnete Wassergehalt in der kritischen 10 mm dicken Teilschicht unterhalb von 100 g/m² bleibt.

Werden 100 g/m² überschritten, kann auf **Stufe II** über die Dämmstoff- und Untergrundeigenschaften geprüft werden, inwieweit sich der Grenzwert im spezifischen Fall erhöht.

Der Material-Zuschlag basiert empirisch über den Faktor 20 auf der Sorptionsfeuchte bei 80 % r.F. (u_{80}). Beispielhaft erhöht sich also für einen Dämmstoff mit $u_{80} = 2,0 \text{ kg/m}^3$ unabhängig von der Untergrundeigenschaft. Zusätzlich kann ein hydrophiler oder strukturierter Untergrund die Rückhaltekapazität erhöhen. Dies ist in der untenstehenden Gleichung mit dem Materialzuschlag zusammengefasst, wodurch die Gesamtrückhaltmenge errechnet werden kann.

$$\text{Rückhaltekapazität RC} = 20 [\text{mg/kg}] \times u_{80} [\text{kg/m}^3] + b [\text{g/m}^2]$$

mit:

	100 g/m ²	für unbekannte oder hydrophobe Untergrundeigenschaften
b =	150 g/m ²	für hydrophile oder fein strukturierte hydrophobe Untergründe
	200 g/m ²	für grob strukturierte (hydrophobe) Untergründe

Handelt es sich um einen stärker saugfähigen Dämmstoff, kann noch mehr Wasser zurückgehalten werden, so dass eine alternative Bewertung erfolgt. Voraussetzung ist, dass der w-Wert des Dämmstoffs größer ist als 5,0 kg/m²vh. In diesem Fall ist nach der Simulation der Wassergehalt im kritischen 1 mm dicken Bereich auszuwerten. Nur wenn in dieser dünnen Schicht am kalten Randbereich die gemessene freie Sättigung des Materials überschritten wird, ist Tauwasserablauf zu befürchten. Liegen für einen Dämmstoff die beiden Messwerte (w-Wert, freie Wassersättigung) nicht vor, ist die Auswertung als nicht saugfähiger Dämmstoff vorzunehmen.

Eine **Stufe III** ist in diesem Fall nicht gegeben, da die Tauwassermenge irgendwann den jeweils kritischen Grenzwert überschreitet und abläuft – die zeitliche Entwicklung spielt hier aber keine Rolle, sondern nur der erreichte Maximalwert.

5.7.3 Gesamtbewertung auf Basis der Einzelbewertungen (IBP / TUD)

Die Gesamtbewertung einer Konstruktion auf Basis der Einzelbewertungen gestaltet sich einfach, wenn alle Einzelkriterien positiv bewertet werden und eine „grüne Ampel“ erzielen. Schwieriger ist die Frage, welche Schadensmechanismen oder Kriterien an welcher Position innerhalb der Konstruktion überhaupt zu bewerten und welche Sicherheitsniveaus jeweils zu beachten sind. Der schwedische Building Code (vgl. Boverket 2011) fordert beispielsweise, dass alle Materialien innerhalb eines Bauteils bis hin zu Innenseite einer evtl. Hinterlüftungsebene maximal Feuchten bis 75 % r.F. aufweisen dürfen. Da die Außenluft in den Wintermonaten jedoch selbst schon höhere relative Feuchten erreicht und Hinterlüftungsebenen im Dachbereich infolge der langwelligen Strahlungskühlung vor allem in klaren Nächten häufig noch kälter sind als die Außenluft, ist diese Forderung in einer großen Zahl von Fällen überhaupt nicht erfüllbar. Das Dilemma wird dem Planer überlassen und dieser im Zweifelsfall für die Nicht-Erfüllung einer unerfüllbaren Anforderung zu Rechenschaft gezogen.

Die in den Kapiteln zuvor beschriebene dritte instationäre Stufe des Nachweises stellt einen Teil der Lösung für solche Probleme dar, indem bestimmte Bedingungen nicht allgemein unzulässig sind, sondern bei zeitlich begrenzter Einwirkung zulässig werden. Ein weiterer Beitrag zu Lösung ist die Differenzierung, welche Schadensmechanismen in welchen Bereichen der Bauteile zu überprüfen sind. Einige Schadenskriterien sind an bestimmten Positionen nicht relevant. So beschränkt sich z.B. Algenbildung i.d.R. auf die Außenoberfläche und Schimmel meist auf Bauteiloberflächen oder Oberflächen in durchströmbaren Luftspalten. Nur unter bestimmten Voraussetzungen oder zu qualitativen Vergleichen ist eine Schimmelbewertung innerhalb der Konstruktion z.B. an Schichtgrenzen oder sogar innerhalb von Materialien sinnvoll.

Dementsprechend sind für die Gesamtbewertung zunächst die in Kapitel 5.7.1.1 und 5.7.1.2 beschriebenen Feuchteverläufe qualitativ zu bewerten, da sie die Feuchtebilanz des Bauteils repräsentieren, die wie z.B. beim Glaser-Verfahren nicht dauerhaft mehr Befeuchtung als Trocknung aufweisen darf.

Im nächsten Schritt sind für einzelne Materialschichten relevante quantitative Bewertungen vorzunehmen – hier werden die Kriterien schon in einer gewichteten Reihenfolge mit abnehmender Priorität aufgelistet:

- Bei Holzkonstruktion sind hier die genannten Kriterien zu Tragfähigkeit und zur Vermeidung von Holzfäule einzuhalten. Ein Überschreiten der Grenzwerte kann im schlimmsten Fall zum Versagen des Tragwerks und damit zu Gefahren für Leib und Leben der Nutzer führen.
- Auch bei Korrosionsproblemen werden die tragenden Eigenschaften der Konstruktion u.U. beeinträchtigt, so dass dies ebenfalls zu den vorrangigen Bewertungskriterien zählt.
- Schimmelprobleme stellen in der Regel ein Hygieneproblem dar – auch dies kann die Nutzer stark beeinträchtigen, ist aber nicht mit unmittelbaren Gefahren verbunden. Wie bereits oben beschrieben wurde, ist Schimmel in der Regel auf Innenoberflächen oder innerhalb der Luftdichtheitsebene zu bewerten. Innerhalb der Konstruktion wird z.B. bei Leichtbaukonstruktionen oder hinter Innendämmungen von den jeweiligen WTA-Merkblättern explizit darauf hingewiesen, dass eine Schimmelbewertung nicht erfolgen soll, sondern Schimmel durch eine luftdichte bzw. hinterströmungsdichte Bauweise zu verhindern bzw. auf ein unkritisches Maß zu beschränken ist.
- Frostschädigungen führen auf der Außenoberfläche zunächst eher zu einer sichtbaren Degradation als zu einer statisch relevanten Schädigung des Tragwerks. Durch die Beeinträchtigung der Oberflächeneigenschaften wird der Schädigungsprozess aber durch sein Fortschreiten auch zu Folgeschäden z.B. durch eindringendes Wasser führen. Ggf. können sich Putzschichten oder Dämmschichten vom Untergrund lösen, was bei höheren Gebäuden auch eine Gefahrenquelle für Personen darstellen kann.
- Die Tauwasserrückhaltung wird nur relevant, wenn alle anderen Kriterien bereits überprüft wurden, da die Grenzwerte für andere Schadensmechanismen immer niedriger liegen als die Voraussetzung für Tauwasserbildung bei 100 % r.F. Daher wird dieses Kriterium nur

relevant, wenn kein anderes vorher greift. Ablaufendes Tauwasser kann dann aber indirekt wieder andere Materialschichten, wie das Holztragwerk schädigen und damit an Bedeutung bezüglich der potenziell auftretenden Schäden gewinnen.

Die in den einzelnen Kapiteln beschriebenen Bewertungsstufen vom einfachen Grenzwert auf Stufe I mit entsprechend hoher Sicherheit bis zur instationären Prognose auf Stufe III können sofern verfügbar für die Bewertung immer vollständig ausgeschöpft werden. Die höheren Stufen erfordern allerdings meist mehr Informationen und Hintergrundwissen für eine sichere Anwendung als die niedrigeren. Bis zu einem gewissen Grad gewinnen die Konstruktionen auch an Sicherheit, wenn Sie bereits auf Stufe I oder II nachgewiesen werden können – diese Tendenz darf aber nicht verallgemeinert werden, da sich z.B. nach außen diffusionsoffene Bauweisen in der Praxis sogar besonders gut bewährt haben, die Funktionsfähigkeit beim Nachweis aber trotzdem oft nur auf Stufe III belegt werden kann.

Alle Bewertungskriterien sind so gestaltet, dass bereits eine einzelne rote Ampel zum Versagen führt – egal wie die anderen Kriterien ausfallen. Nur wenn einzelne Schadensrisiken bewusst in Kauf genommen werden, was zu begründen, zu kommunizieren und durch den Bauherrn zu akzeptieren ist, kann auch ein Bauteil mit einer roten Ampel im Einzelfall akzeptiert werden.

Die gelbe Ampel erfordert eine Bewertung im Einzelfall unter Berücksichtigung der spezifischen Anforderungen und Randbedingung. Im Prinzip kann eine Konstruktion auch auf Basis durchgängig gelber Bewertungen funktionsfähig und dauerhaft sein. Planer und Bauherrschaft sind sich durch die Einstufung des Risikos bewusst und können beispielsweise durch entsprechende laufende Überprüfungen die Funktion sicherstellen. Tendenziell sollte aber die Bauweise bei mehrfach gelben Ampeln bei der Bewertung eher verbessert als akzeptiert werden.

5.8 Implementierung und Einführung in die Praxis (TUD / IBP)

Die Auswertung von hygrothermischen Simulationsergebnissen und ihre Anwendung in der Planungspraxis gehörte zu den wesentlichen Punkten, die in der Umfrage angesprochen wurden. Die erarbeiteten Kriterien können dies vereinfachen und für die anwendenden Fachleute die Bewertung von Konstruktionen effektiv möglich machen. Die Implementierung und Einführung in die Praxis wird schrittweise stattfinden. Durch die Implementierung in den Auswertetools (Postprocessing) von WUFI und DELPHIN ist es bereits möglich, die Kriterien einzusetzen, bevor sie normativ verankert sind. Sie können damit als praktische Hilfestellung dienen, sind allerdings noch nicht rechtlich bindend. In Seminaren und Vorträgen werden diese der Fachöffentlichkeit und anwendenden Planungsbüros bekannt gemacht.

Die Einführung in die Normung auf Ebene der DIN- und WTA-Konsortien ist dagegen eine mittelfristige Aufgabe, die in den dortigen Gremien (s. Abschnitt 6.1) diskutiert und mit den bereits gültigen Inhalten harmonisiert werden muss.

6 VERWERTUNG DER ERGEBNISSE

6.1 Praktische Verwertung

Die Neufassung der DIN 4108 Teil 3 wurde vor kurzem in Berlin verabschiedet und tritt im Herbst 2023 in Kraft. Die hygrothermische Simulation wurde in der Neufassung weiter gestärkt und gewinnt dementsprechend auch in der Praxis nochmals an Bedeutung. Während die Norm für die Modellierung der Bauteile bereits detaillierte Vorgaben macht, wird der Bedarf an adäquaten instationären Bewertungskriterien mit klaren Vorgaben für die Praxis noch deutlicher.

Die Ergebnisse des Projekts dienen der Hilfestellung bei der Anwendung hygrothermischer Simulationen zur Bewertung von Bauteilen in der Planungsphase, in Teilen aber auch zur Schadensanalyse. Daher sind die verschiedenen Stufen, mit größeren und kleineren Sicherheiten sinnvoll, da bei der Analyse ja auch die tatsächliche Schädigung beurteilbar sein sollte. Die Anwendung der Nachweisverfahren wird sowohl vom IBP als auch vom IBK über die zahlreichen verfügbaren Kanäle den jeweiligen Nutzern von WUFI und Delphin zur Verfügung gestellt und auch in den regelmäßigen Schulungen und Fachseminaren, sowie den verschiedenen Vorlesungsveranstaltungen (TU Dresden, TU München, Hochschule München, Universität Stuttgart, Hochschule Augsburg) vorgestellt.

Die in Kapitel 5.7 zusammengestellten Auswerteverfahren werden in geeigneter Weise veröffentlicht und in die Arbeit an entsprechenden Leitfäden und Normen eingebracht. In den Normungsgremien der DIN 4108 sowie der EN 15026 wurden Teile der Ergebnisse bereits vorgestellt und besprochen, da mehrere Projektbeteiligte in den Ausschüssen aktiv sind. In der DIN 4108-3, in deren Anhang D die hygrothermischen Feuchteschutznachweise in Deutschland geregelt sind soll in den nächsten Jahren der Simulationsteil weiter überarbeitet und um Hinweise zu den Materialdaten und den Bewertungsmethoden erweitert werden. Neben den neuen Nachweisverfahren kann auch die standardisierte hygrothermische Materialcharakterisierung direkt in die Normung einfließen.

Auf europäischer und internationaler Ebene soll die EN 15026 aktualisiert und in einen ISO-Standard überführt werden. Viele der Inhalte der EN 15026 sind sehr ähnlich wie in der DIN 4108-3. Im Sinne einer europäischen Harmonisierung sollen die Ergebnisse auch dort etabliert und eingebracht werden.

Weiterhin haben auch die WTA-Merkblätter in Mitteleuropa aber auch international inzwischen ein hohes Ansehen und werden häufig zitiert sowie Teile der Inhalte auch in nationale oder internationale Normen übernommen. Die Ergebnisse werden vor allem im WTA-Referat 6 (Grundlagen) zu den Themenbereichen Hygrothermische Simulation allgemein aber auch zu den vertiefenden Merkblättern eingebracht, die einzelne Bauweisen und deren Beurteilung genauer beschreiben. Dies sind insbesondere die Merkblätter 6-4 und 6-5 zur Innendämmung und 6-8 zum Holzbau. Geplant ist bereits ein eigenes Merkblatt zur Definition hygrothermischer

Materialparameter, aber auch Merkblätter zur Beurteilung von Holzfäuleprozessen und zur Korrosion würden sich anbieten.

Es ist somit davon auszugehen, dass die Ergebnisse zeitnah in der direkt weiterlaufenden Überarbeitung der beiden Normen und auch in den WTA-Arbeitsgruppen entsprechend Berücksichtigung finden und damit ein schneller Weg in die Praxis ermöglicht wird, der das energieeffiziente Bauen sicherer und kostengünstiger macht.

6.2 Wissenschaftliche Anschlussmöglichkeiten

Holzfäuleprognose: Das Prognosemodell konnte für Massivholz fertiggestellt und anhand der Laborversuche validiert werden. Es beinhaltet immer noch Sicherheiten, erlaubt aber eine signifikante Erweiterung des Anwendungsbereichs bzw. eine sichere Vorhersage auch nicht abgedeckter Fälle im Vergleich zu den bisherigen Bewertungsmöglichkeiten. Eine direkte wissenschaftliche Anschlussmöglichkeit ergibt sich für die Beurteilung von Naturfaserdämm- und Holzwerkstoffen. Die bestehenden Analogien können genutzt werden, um je nach Sensitivität solcher Materialien spezifische LID-Kurven festzulegen und die Prognose auf vergleichsweise einfachem Weg auf diese Produkte zu übertragen. Ziel ist ein nationales oder auch europäisches Klassifizierungssystem für Holz und Holz- und Naturfaserwerkstoffe, das auf deren Beständigkeit gegenüber Fäulnispilzen beruht und damit eine einfache Beurteilung der Anwendungsmöglichkeit bzw. eine klare Anforderung an die Wahl des geeigneten Produkts ermöglicht. Die erzielten Erkenntnisse konnten teilweise bereits im Projekt Cornet ThermNat genutzt und berücksichtigt werden.

Metallkorrosion: Die am Rande der Untersuchungen zur Metallkorrosion in mineralischen Umgebungsmaterialien durchgeführten Untersuchungen zur atmosphärischen Korrosion zeigen, dass auch in diesem Bereich noch erheblicher Forschungsbedarf besteht, um eine Beurteilung instationärer Messungen oder Simulationen zu ermöglichen. Im Grunde bestehen die gleichen Defizite, die auch die Beurteilung der Korrosion von eingebettetem Metall bisher weitgehend unmöglich gemacht haben: Die bestehenden Untersuchungen stellen keine klaren Zusammenhänge zwischen den einzelnen Einflussfaktoren und den resultierenden Korrosionsraten her. Dies führt auch bei der atmosphärischen Korrosion zu der zumindest zweifelhaften Annahme, dass sich die Korrosion bei hohen Temperaturen nicht steigert sondern reduziert. Die Analyse der zugrunde liegenden Messdaten hat ziemlich klar gezeigt, dass nicht die hohe Temperatur selbst, sondern die damit an allen untersuchten Standorten einhergehenden deutlich niedrigeren relativen Luftfeuchten für die Reduktion des Korrosionsrisikos verantwortlich sind. Da die atmosphärische Korrosion in Belüftungsebenen und an der Außenoberfläche der maßgebliche Einflussfaktor ist, wäre es wünschenswert auch dafür Bewertungsmodelle zu entwickeln. Das Prognosemodell konnte im Rahmen des Projekts validiert und auf karbonatisierten Beton erweitert werden. Dabei wurde auch deutlich, dass die Ergebnisse stark vom Materialmodell des Betons abhängen. Der für die meisten Anwendungsfälle vereinfachte

Ansatz homogener Eigenschaften über gesamte Dicke einer Betonschicht stößt bei der Korrosionsbewertung an seine Grenzen. Hier ist eine verfeinerte Abbildung unter Berücksichtigung der über die Tiefe gestaffelten Feuchtetransport- und Speichereigenschaften wünschenswert. Ebenso sollten im Sinne einer vermehrten Kreislaufwirtschaft nicht nur klassische Neubetone sondern auch recycelte Materialien mit abweichendem Karbonatisierungsgrad und eventuellem Salzgehalten untersucht und implementiert werden, um für diese wichtigen neuen Materialien ebenfalls Aussagen zu Einsatzmöglichkeit, Korrosionsrisiko und geeigneten Schutzmaßnahmen zu ermöglichen. Gleiches gilt für die Sanierung von Infrastrukturbauwerken, die bei geeigneter und sicherer Planung der hygrothermischen Verhältnisse in erheblichem Umfang Zeit und Kosten im Vergleich zu Abriss und Neubau sparen kann.

Frostrisiko: Die bisher durchgeführten Versuche sollten auf eine größere Anzahl von Materialien übertragen werden, um eine repräsentative Datenbasis der in Bestandsbauten enthaltenen und der am Markt verfügbaren Baustoffe zu erhalten. Dadurch ließen sich auch die Versuche spezifischer an die jeweiligen Materialien anpassen und damit der experimentelle Aufwand ökonomisch und zeitlich optimieren. Eine schnell und effizient durchführbare Bestimmung der relevanten Materialeigenschaften hat deutlich höhere Chancen auf eine Durchsetzung in der Praxis. Dafür könnten die im Rahmen des Projektes entwickelten Versuchsaufbauten und Geräte weiterverwendet werden.

6.3 Veröffentlichungen der Partner in der Projektlaufzeit

Kuenzel, H.M., Tanaka, E., Zirkelbach, D.M.: Tipping point for condensation water drainage on surfaces and interfaces of insulated wall assemblies – experimental method to define water content limits for hygrothermal simulation models. 56th International Conference of the Architectural Science Association (ANZAScA)

Grunewald, J: Ein neues Verfahren zur Bewertung der Frostbeständigkeit von kapillarporösen Baustoffen unter hygrothermischer Belastung. BauSIM Weimar, 2022

Hirsch, H., Heyn, R., Kloseiko, P.: Capillary condensation experiment for inverse modelling of porous building materials. Nordic Building Symposium, Tallinn 2020

Munsch, S., Bintz, T., Heyn, R., Hirsch, H., Grunewald, J., Kruschwitz, S.: Detailed investigation of capillary active insulation materials by 1H nuclear magnetic resonance (NMR) and thermogravimetric drying. International Symposium on Nondestructive Testing in Civil Engineering, Zurich 2022

Hirsch, H., Petzold, H., Heyn, R., Grunewald, J.: A Method for the Evaluation of Frost Damage at different Moisture Contents and Temperatures based on Laboratory Measurements. Nordic Building Symposium, Aalborg 2023.

Tanaka, E., Schwerd, R., Pfabigan N., Tieben, J., Bachinger, J., Zirkelbach, D.: Hygrothermal limit curves and transient decay prediction for natural fibre insulation. 2nd International Conference on Moisture in Buildings. London, 2023.

Zirkelbach, D.: Schäden an Holzbauteilen - Auswirkungen bauphysikalischer Planungsfehler. Tagungsband Tegernseer Baufachtage, Bad Wiessee, 2023.

Künzel, H.M: Zirkelbach, D., Kehl, D.: Feuchteschutz im Holzbau – Hintergründe und aktuelle Regeln der Technik. Bauphysik-Kalender 2022, Hrsg. Fouad, N.A., Verlag Ernst&Sohn, Berlin 2022, S. 1-42.

7 LITERATURVERZEICHNIS

Aguirre-Guerrero, A.M.; Mejia-de-Gutierrez, R.; Ribeiro Montes-Correia, M.J.: Corrosion performance of blended concretes exposed to different aggressive environments. *Constr. Build. Mater.* 121 (2016) 704.

Aligizaki, K.K.: Service life evaluation of an existing reinforced concrete structure based on carbonation induced corrosion. Paper 4296 Corrosion, 2014.

Alonso, C.; Andrade, C.: Effect of cement type and cement proportion in the corrosion rate of rebars embedded in carbonates mortar. *Mater. Constr.* 37 (205) (1987) 5–15.

Alonso, C.; Andrade, C.; González, J.A.: Approach to the effect of concrete resistivity in the corrosion of rebars in concrete. *Mater. Constr.* 37 (207) (1987) 5–12.

Alonso, C.; Andrade, C.; González, J.A.: Relation between resistivity and corrosion rate of reinforcements in carbonated mortar made with several cement types. *Cem. Concr. Res.* 18 (5) (1988) 687–698.

Américo, P.O.; Nepomuceno, A.A.: Cement content influence in rebar corrosion in carbonated mortars. *Mater. Constr.* 53 (271–272) (2003) 113–123.

Andrade C.; Alonso, C.: Corrosion rate monitoring in the laboratory and on-site. *Constr. Build. Mater.* 10 (5) (1996) 315–328.

Andrade, C. ; Alonso, C.; Sarría, J.: Corrosion rate evolution in concrete structures exposed to atmosphere. *Cement Concrete Comp.* 24 (2002) 55–64.

Andrade, C.; Alonso C.; Sarría, J.: Influence of relative humidity and temperature on-site corrosion rates. *Materiales de Contruccion*, 48 (251) (1998) 5-17.

Andrade, C.; Buják, R.: Effects of some mineral additions to portland cement on reinforcement corrosion. *Cem. Concr. Res.* 53 (2013) 59–67.

Andrade, C.; Castillo, A.: Evolution of reinforcement corrosion due to climatic variations. *Constr. Build. Mater.* 54 (2003) 379-386.

Andrade, C.; Sarría J.; Alonso, C.: Relative humidity in the interior of concrete exposed to natural and artificial weathering. *Cem. Concr. Res.* 29 (1999) 1249-1259.

Arredondo Rea, S.P.; Corral-Higuera, R.; Gomez-Soberon, J.M.; Castorena-Gonzalez, J.H. Orozco-Carmona, V.; Almaral-Sanchez, J.L.: Carbonation rate and reinforcing steel corrosion of concretes with recycled aggregates and supplementary cementitious materials. *Int. J. Electrochem. Sci.* 7 (2012) 1602–1610.

Baccay, M.A.; Otsuki, N.; Nishida, T.; Maruyama, S.: Influence of cement type and temperature on the rate of corrosion of steel in concrete exposed to carbonation. *Corrosion* 62 (9) (2006) 811.

H. Bentrup, Untersuchungen zur Prüfung der Frostwiderstandsfähigkeit von Ziegeln im Hinblick auf lange Lebensdauer, Shaker, 1992.

Bertolini, L.; Carsana, M.; Daniotti, B.; Marra, E. (2013b): Environmental Factors Affecting Corrosion of Steel Inserts in Ancient Masonry. *Durability of Building Materials and Components*. Ed. by V. P. d. de Freitas and J. Delgado. Vol. 3. Building Pathology and Rehabilitation. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2013, 229–252.

Bertolini, L.; Carsana, M.; Daniotti, B.; Marra, E.: Environmental Factors Affecting Corrosion of Steel Inserts in Ancient Masonry. XII DBMC – International Conference on Durability of Building Materials and Components. April 12–15, 2011. Porto, 2011.

Bertolini, L.; Elsener, B.; Redaelli, E.; Pedeferri, P.; Polder, R. (2013) *Corrosion of Steel in Concrete – Prevention. Diagnosis, Repair*. Second edition, WILEY VCH.

Bertolini, L.; Polder, R.B.: Concrete resistivity and reinforcement corrosion rate as a function of temperature & humidity of the environment. TNO Report 97-BT-R0574, 1997.

A. Binder, D. Zirkelbach, H. Künzel: Test method to quantify the wicking properties of insulation materials designed to prevent interstitial condensation. In: American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Inc. -ASHRAE-, Atlanta (Hrsg.): *Thermal Performance of the Exterior Envelopes of Whole Buildings XI: Proceedings*. Atlanta: ASHRAE, 2010, 12 S.

Brischke, C.; Soetbeer, A.; Meyer-Veltrup, L.: The minimum moisture threshold for wood decay by basidiomycetes revisited. A review and modified pile experiments with Norway spruce and European beech decayed by *Coniophora puteana* and *Trametes versicolor*. In: *Holzforschung* 71 (2017), Heft 11, S. 893-903.

BS 5250 (2016) *Management of moisture in buildings. Code of practice for control of condensation in buildings*; British Standards Institution

Bouteiller, V.; Cherrier, J.-F.; L'Hostis, V.; Rebolledo, N.; Andrade C.; Marie-Victoire, E. (2012) Influence of humidity and temperature on the corrosion of reinforced concrete prisms. *Eur. J. Environ. Civ. En.* 16 (3-4) (2012) 471-480.

Boverket's building regulations – mandatory provisions and general recommendations, BBR, BFS 2011:6

Broomfield, J.P. (2007) *Corrosion of steel in concrete – Understanding, investigation and repair*. Second edition. Taylor & Francis.

Carsana, M.; Marra, E.; Bertolini, L.: Corrosion behaviour of metal inserts in simulated ancient masonry mortars. *Constr. Build. Mater.* 95 (2015), 457– 466.

Castel, A.; Nasser, A.: Influence of pre-existing oxide layer and interface condition with carbonated concrete on active reinforcing steel corrosion. *Mater. Corros.* 66 (2015) 206.

Chavez-Ulloa, E.; Camacho-Chab, R.; Sosa-Baz, M.; Castro-Borges, P.; Perez-Lopez, T.: Corrosion process of reinforced concrete by carbonation in a natural environment and an accelerated test chamber. *Int. J. Electrochem. Sci.* 8 (2013) 9015–9029.

Chi, J.M.; Huang, R.; Yang, C.C.: Effects of carbonation on mechanical properties and durability of concrete using accelerated testing method. *J. Mar. Sci. Technol.* 10 (2002) 14–20.

Constantinou, A.G.; Scrivener, K.L. (1995) The corrosion of steel reinforcement in carbonated concrete under different humidity regimes. *MRS Proc.* 370, S. 471.

CONTECVET: A validated Users Manual for assessing the residual service life of concrete structures – Manual for assessing corrosion-affected concrete structures, EC Innovation Programme IN30902I, Instituto Eduard Torroja, Madrid, 1989.

COST 509 Corrosion and Protection of Metals in Contact with Concrete. In: R. N. Cox, R. Cigna, O. Vennesland, T. Valente (Eds.), Final Report, European Commission, Brussels, 1997.

C. Feng, S. Roels und H. Janssen, „Towards a more representative assessment of frost damage to porous building materials,“ *Building and Environment*, Bd. 164, p. 106343, 2019.

D. H. Everett, "The thermodynamics of frost damage to porous solids," *Transactions of the Faraday Society*, vol. 57, p. 1541, 1961.

D. Gawin, F. Pesavento, M. Koniorczyk und B. A. Schrefler, „Non-equilibrium modeling hysteresis of water freezing: Ice thawing in partially saturated porous building materials,“ *Journal of Building Physics*, p. 1744259119855100, 2019.

Dangla, P.; Dridi, W. (2009) Rebar corrosion in carbonated concrete exposed to variable humidity conditions. Interpretation of Tuutti's curve. *Corros. Sci.* 51 (2009) 1747–1756.

Dhir, R.K.; Jones, M.R.; McCarthy, M.J.: Pulverized fuel ash concrete: carbonation induced reinforcement corrosion rates. *Proc. Inst. Civ. Eng. Struct. Build.* 94 (1992) 335–342.

DIN 12087 (2013) Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Bauteilen und Bauelementen – Raumseitige Oberflächentemperatur zur Vermeidung kritischer Oberflächenfeuchte und Tauwasserbildung im Bauteilinneren – Berechnungsverfahren, Beuth Verlag GmbH, Berlin

DIN EN 12371:2010-07, Prüfverfahren für Naturstein_- Bestimmung des Frostwiderstandes; Deutsche Fassung EN_12371:2010, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/1555258.

DIN EN ISO 13788 (2012) Hygrothermal performance of building components and building elements – Internal surface temperature to avoid critical surface humidity and interstitial condensation – Calculation methods; German version EN ISO 13788, Beuth Verlag GmbH, Berlin

DIN EN ISO 15148 (2018) Hygrothermal performance of building materials and products - Determination of water absorption coefficient by partial immersion (ISO 15148:2002 + Amd 1:2016); German version EN ISO 15148, Beuth Verlag GmbH, Berlin

DIN 4108-2 (2013) Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden - Teil 2: Mindestanforderungen an den Wärmeschutz, Beuth Verlag, Berlin, Februar 2023

DIN 4108-3 (2018) Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden - Teil 3: Klimabedingter Feuchteschutz - Anforderungen, Berechnungsverfahren und Hinweise für Planung und Ausführung. Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2018.

DIN 52252-1:1986-12, Prüfung der Frostwiderstandsfähigkeit von Vormauerziegeln und Klinkern; Allseitige Befrostung von Einzelziegeln, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/2055852.

DIN 52252-2:1986-12, Prüfung der Frostwiderstandsfähigkeit von Vormauerziegeln und Klinkern; Befrostung von Ziegeln in Prüfblöcken, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/2055861.

DIN 68800-2: Holzschutz - Teil 2: Vorbeugende bauliche Maßnahmen im Hochbau. Ausgabe Februar 2012.

DIN EN 350: Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten - Prüfung und Klassifizierung der Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten gegen biologischen Angriff; Ausgabe Februar 2012.

DIN EN ISO 13788:2013-05 Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Bauteilen und Bauelementen - Raumseitige Oberflächentemperatur zur Vermeidung kritischer Oberflächenfeuchte und Tauwasserbildung im Bauteilinneren - Berechnungsverfahren (ISO 13788:2012); Deutsche Fassung EN ISO 13788:2012, Beuth Verlag, Berlin.

Dinakar, P.; Babu, K.G.; Sathanam, M.: Corrosion resistance performance of high volume fly-ash self-compacting concrete. Mag. Concr. Res. 61 (2009) 77–85.

DuraCrete – final technical report – probabilistic performance based durability design of concrete structures. The European Union – Brite EuRam III, 2000.

E28 Committee, 'ASTM E1876 – 01 Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation of Vibration', ASTM International. doi: 10.1520/E1876-01

EN 1008:2002 - Mixing water for concrete – Specification for sampling, testing and assessing suitability of water, including water recovered from processes in the concrete industry, as mixing water for concrete. European Committee for Standardization. 2002.

EN 206:2013 Concrete – Specification, performance, production and conformity. European Committee for Standardization, 2013.

G. Fagerlund, Critical degrees of saturation at freezing of porous and brittle materials, Division of Building technology, Lund Institute of Technology, 1973.

Garcés, P.; Andion, L.G.; Zornoza, E.; Bonilla, M.; Paya, J.: The effect of processed fly ash on the durability and the corrosion of steel rebars embedded in cement-modified fly ash mortars. Cement Cem. Concr. Compos. 32 (2010) 204–210.

Gesetz zur Einsparung von Energie und zur Nutzung erneuerbarer Energien zur Wärme- und Kälteerzeugung in Gebäuden (Gebäudeenergiegesetz – GEG). Bundesgesetz, 2020

Glass, G.K.; Page, C.L.; Short, N.R. (1991) Factors affecting the corrosion rate of steel in carbonated mortars. Corros. Sci. 32 (1991) 1283–1294.

Gonzalez, J.A.; Algaba, J.S.; Andrade C. (1980) Corrosion of reinforcing bars in carbonated concrete. Br. Corros. J. 15 (1980) 135–139.

Grunewald, J: Ein neues Verfahren zur Bewertung der Frostbeständigkeit von kapillarporösen Baustoffen unter hygrothermischer Belastung. BauSIM Weimar, 2022

Gurdián, H.; García-Alcocel, E.; Baeza-Brotons, F.; Garcés, P.; Zornoza, E.: Corrosion behavior of steel reinforcement in concrete with recycled aggregates, fly ash and spent cracking catalyst. *Dent. Mater.* 7 (4) (2014) 3176–3197.

P. Haeupl und Y. Xu, „Numerical Simulation of Freezing and Melting in Porous Materials under the Consideration of the Coupled Heat and Moisture Transport,“ *Journal of Thermal Envelope and Building Science*, Bd. 25, pp. 4-31, 2001.

Hornbostel, K.; Larsen, C.K.; Geiker, M.R.: Relationship between concrete resistivity and corrosion rate—a literature review. *Cem. Concr. Compos.* 39 (2013) 60–72.

IBK, IBP & BTU: Energetisches Bewertungsverfahren für Bestandsgebäude mit Holzbalkendecken. PTJ Projekt 0329663N/P/O, 2016.

IFB Institut für Bauforschung e. V.: Analyse der Entwicklung der Bauschäden und der Bauschadenskosten – Update 2018

Institut für Bauforschung e.V., Analyse der Entwicklung der Bauschäden und der Bauschadenskosten, Hannover, 2018.

Janssens, A. (1998) Reliable control of interstitial condensation in lightweight roof systems – Calculation and assessment methods, Diss. K.U.Leuven, Heverlee

Kehl, D.; Plagge, R.; Grunewald, J.: Wann geht Holz kaputt? - Nachweistechische Beurteilung von Holz zerstörenden Pilzen. In: BuFAS e.V. (Hrsg.): 23. Hanseatische Sanierungstage – Feuchte - Wärme - Schimmelpilz. Fraunhofer IRB Verlag; Beuth, Heringsdorf, Usedom, 2012, S. 61-74.

Krus, M Feuchtetransport-und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe: theoretische Grundlagen und neue Meßtechniken, na, 1995.

Krus, M., Rösler, D. (2011) Hygrothermische Berechnung der Einsatzgrenzen unterschiedlicher Systeme bei der Aufdoppelung von Wärmedämmverbundsystemen; *Bauphysik* 33 (2011), Heft 3, Ernst & Sohn, Berlin

Kujur, J. (2012) An Experimental Study on Corrosion of Steels in Carbonated OPC, PPC and PSC Concrete. PhD thesis at Indian Institute of Technology Delhi July 2012.

Kulakowski, M.P.; Pereira, F.P.; Dal Molin D.C. (2009) Carbonation induced reinforcement corrosion in silica fume concrete. *Constr. Build. Mater.* 23 (2009) 1189–1195.

Künzel, H.M.: Simultaneous Heat and Moisture Transfer in Building Components. PhD Dissertation. Universität Stuttgart. Fraunhofer IRP Verlag. Stuttgart, 1995.

Künzel, H.M.: Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten, Stuttgart Ausgabe 1994.

Künzel, H.M.; Kiessl, K.: Calculation of heat and moisture transfer in exposed building components. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 40 (1996), pp. 159–167.

- P. Klůšeiko, E. Arumägi und T. Kalamees, „Hygrothermal performance of internally insulated brick wall in cold climate: A case study in a historical school building,“ *Journal of Building Physics*, Bd. 38, p. 444–464, May 2014.
- H. M. Künzel, „Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten,“ 1994.
- Leemann, A.; Nygard, P.; Kaufmann, J.; Loser, R.: Relation between carbonation resistance, mix design and exposure of mortar and concrete. *Cem. Concr. Res.* 62 (2015) 33–43.
- K. R. Lisø, T. Kvande, H. O. Hygen, J. V. Thue and K. Harstveit, "A frost decay exposure index for porous, mineral building materials," *Building and Environment*, vol. 42, p. 3547–3555, October 2007.
- Litvan, G. G.: Frost action in cement paste. In: *Matériaux et Constructions* 6 (1973), Nr. 4, S. 293–298
- López, W.; González, J.A. (1993) Influence of the degree of pore saturation on the resistivity of concrete and the corrosion rate of steel reinforcement. *Cem. Concr. Res.* 23 (1993) 368–376.
- M. Maage, „Frost resistance and pore size distribution in bricks,“ *Matériaux et Construction*, Bd. 17, p. 345–350, 01 September 1984.
- Malicki et.al., 1992: Malicki, M.A., Plagge, R., Renger, M. et al. Application of time-domain reflectometry (TDR) soil moisture miniprobe for the determination of unsaturated soil water characteristics from undisturbed soil cores. *Irrig Sci* 13, 65–72 (1992). <https://doi.org/10.1007/BF00193982>
- Markeset, G.; Myrdal, R. (2008) Modelling of reinforcement corrosion in concrete – state of the art. COIN project report 7, SINTEF Building and Infrastructure.
- Marra, E.: Influenza dell'ambiente sulla corrosione degli inserti di acciaio nelle murature antiche. PhD Dissertation. Politecnico di Milano. Milano, 2012.
- Marra, E.; Zirkelbach, D.; Künzel, H.M. (2015b): Prediction of Steel Corrosion in Porous Building Materials by means of a New Hygrothermal Model. 6th International Building Physics Conference. IBPC 2015 June 14–17, 2015. Torino, 2015.
- Marra, E.; Zirkelbach, D.; Künzel, H.M.: Prediction of Steel Corrosion in Porous Building Materials by means of a New Hygrothermal Model. *Energy Procedia* 78 (2015), 1299-1304.
- Martínez, I.; Andrade, C.: Examples of reinforcement corrosion monitoring by embedded sensors in concrete structures. *Cement Concrete Comp.* 31 (2009) 545–554.
- Matsubayashi, Y.; Masuda, Y.; Sasabukchi, Y.: Outdoor exposure test on the rate of corrosion of reinforcing bar in concrete containing chloride ion. *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, 536 (2000), 9-15.)

Medagoda Arachchige, A.D.: Influence of cement content on corrosion resistance. *Proc. Inst. Civ. Eng. Constr. Mater.* 161 (2008) 31–39.

Menzel, K. (1988) Karbontisierungszellen – ein Beitrag zur Korrosion von Stahl in karbonatisiertem Beton. *Werkst. Korros.* 39 (1988) 123–129.

Michel, A.; Nygaard, P.V.; Geiker, M.R.: Experimental investigation on the short-term impact of temperature and moisture on reinforcement corrosion. *Corros. Sci.* 72 (2013) 26–34.

Millard, S.G.; Law, D.; Bungey, J.H.; Cairns, J.: Environmental influences on linear polarization corrosion rate measurements in reinforced concrete. *NDT & E Int.* 34 (2001) 409–417.

Molina, A.; Andrade, C.; Alonso, C.; Gonzalez J.A. (1985), Factores controlantes de la velocidad de corrosión de las armaduras embebidas en morteros de cement. *Rev. Téc. Ing. Univ. Zulia* 8 (2) (1985) 9–15.

Montemor, M.F.; Cunha, M.P.; Ferreira, M.G.; Simoes, A.M.: Corrosion behaviour of rebars in fly ash mortar exposed to carbon dioxide and chlorides. *Cem. Concr. Compos.* 24 (2002) 45–53.

Moreno, E.I.; Cob, E.; Castro-Borges, P. (2004b) Corrosion rates from carbonated concrete specimens. Paper 04439 Corrosion, 2004.

Moreno, E.I.; Cob-Sarabia, E. (2005) Performance of galvanized reinforcing steel in carbonated concrete specimens. Paper 05262 Corrosion, 2005.

Moreno, E.I.; Sagues, A.A. (1998) Carbonation induced corrosion of blended cement concrete mix designs for highway structures. Paper 636 Corrosion, 1998.

Morgan, B.; Lahav, O.: The effect of pH on the kinetics of spontaneous Fe (II) oxidation by O₂ in aqueous solution – basic principles and a simple heuristic description. *Chemosphere* 68 (11) (2007) 2080–2084.

Nilsson, L.O. (1996) Interaction between microclimate and concrete - a prerequisite for deterioration. *Constr. Build. Mater.* 10 (5), S. 301-308.

Otieno, M.; Beushausen, H.; Alexander, M.: Prediction of Corrosion Rate in RC Structures – A Critical Review. In: C. Andrade and G. Mancini (eds.), *Modelling of Corroding Concrete Structures*, RILEM Bookseries 5, RILEM 2011.

Parrott, L.H. (1994) A study of carbonation induced corrosion. *Mag. Concr. Res.* 46, S. 23–28.

Parrott, L.J.: Some effects of cement and curing upon carbonation and reinforcement corrosion in concrete. *Mater. Struct.* 29 (1996) 164–173.

Pour-Ghaz, M.; Burkan Isgor, O.; Ghods, P.: The effect of temperature on the corrosion of steel in concrete. Part 1: Simulated polarization resistance tests and model development. *Corros. Sci.* 51 (2009b) 415–425.

Pour-Ghaz, M.; Burkan Isgor, O.; Ghods, P.: The effect of temperature on the corrosion of steel in concrete. Part 2: Model verification and parametric study. *Corros. Sci.* 51 (2009) 426–433.

Saguez, A.A.; Moreno, E.I.; Morris, W., Andrade, C. (1997) Carbonation in Concrete and Effect on Steel Corrosion. Florida Department of Transportation, June 1997.

Saito, H.; Fukuda, K.; Sawachi, T.: Integration model of hygrothermal analysis with decay process for durability assessment of building envelopes. In: Building Simulation 5 (2012), Heft 4, S. 315-324.

Schmidt, O.; Czeschlik, D.: Wood and tree fungi: Biology, damage, protection, and use. Berlin, Springer, 2006

Sedlbauer, K.: Vorhersage von Schimmelpilzbildung auf und in Bauteilen. Stuttgart, Dissertation, Universität Stuttgart, 2001.

M. J. Setzer, „Micro-ice-lens formation in porous solid,“ Journal of colloid and interface science, Bd. 243, p. 193–201, 2001.

M. J. Setzer, „Mechanical stability criterion, triple-phase condition, and pressure differences of matter condensed in a porous matrix,“ Journal of colloid and interface science, Bd. 235, p. 170–182, 2001.

Short, N.R.; Page, C.L.; Glass, G.K.: A galvanic sensor for monitoring corrosion of steel in carbonated concrete. Mag. Concr. Res. 43 (1991) 149–154.

L. Sontag, A. Nicolai, J. Grunewald: „Influence of Ice Formation on Thermal Conductivity and Liquid Water Conductivity in Hygrothermal Transport Models,“ in 10th Nordic Symposium on Building, Lund, 2014.

Stefanoni, M.; Angst, U.; Elsener B. (2018) Corrosion rate of carbon steel in carbonated concrete – A critical review. Cem. Concr. Res. 103, S. 35–48.

VHV Versicherungen, VHV-Bauschadenbericht Hochbau, 2019/20.

Tottori, S.: Deterioration prediction of concrete structures concerning rebar corrosion due to carbonation. PhD Dissertation. University of Kyoto. Kyoto, 2002.

Tuutti K.: Corrosion of Steel in Concrete. Swedish foundation for concrete research, Stockholm, 1982.

Varjonen, S. (2004) Accelerated Carbonated Concrete as Corrosion Environment. 31 Nordic Concrete Research, 2004, pp. 1–15.

Viitanen, H.: Factors affecting the development of mould and brown rot decay in wooden material and wooden structures – Effect of humidity, temperature and exposure time. Uppsala, Swedish Univ. of Agricultural Science Dept. of Forest Products, Dissertation, 1996.

Viitanen, H.; Toratti, T.; Makkonen, L. et al.: Towards modelling of decay risk of wooden materials. In: Holz als Roh- und Werkstoff 68 (2010), Heft 3, S. 303-313.

Viitanen, H.; Ritschkoff, A-C.: Bown rot decay in wooden constructions – Effect of temperature, humidity and moisture. Swedish University of Agricultural Sciences Report No 222, Uppsala, 1991

S. Vogelsang, H. Fechner und A. Nicolai, „Delphin 6 Material File Specification, Version 6.0,“ Technische Universität Dresden, Dresden, 2013.

WTA-Merkblatt 6-3-05/D. Rechnerische Prognose des Schimmepilzwachstumsrisikos. Ausgabe 2005.

WTA-Merkblatt 6-8-16/D: Feuchtetechnische Bewertung von Holzbauteilen – Vereinfachte Nachweise und Simulation. Ausgabe 2016.

Y. Xu, Numerische Simulation der Eisbildung in kapillarporösen Baustoffen unter Berücksichtigung der gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportprozesse, Dresden, 1998.

X. Zhou, J. Zhou, W. Kinzelbach und F. Stauffer, „Simultaneous measurement of unfrozen water content and ice content in frozen soil using gamma ray attenuation and TDR,“ Water Resources Research, Bd. 50, p. 9630–9655, 2014.

Živica, V.; Krajči, L.; Bágel L.; Vargová, M.: Significance of the ambient temperature and the steel material in the process of concrete reinforcement corrosion. Constr. Build. Mater. 11 (2) (1997) 99-103.

D. Zirkelbach, A. Binder: Mit neuen Kennwerten genauer rechnen. In: B+B. Bauen im Bestand. 34. Jahrgang, März 2011, S. 42-47

Zirkelbach, D.; Tanaka, E. et al.: Consistent European Guidelines for Internal Insulation of Building Stock and Heritage – Einheitlicher europäischer Leitfaden für die Innendämmung von Bestandsbauten und Baudenkmälern (In2Euro). IGF-Projekt 247 EBG, 2022

Zirkelbach, D.; Tieben, J. et al.: Bauteile mit Dämmmaterial aus nachwachsenden Rohstoffen: Fokus (Hygro-) Thermik. IGF-Projekt 271 EN, 2023

Zornoza, E.; Paya, J.; Garces, P.: Carbonation rate and reinforcing steel corrosion rate of OPC/FC3R/FA mortars under accelerated conditions. Adv. Cem. Res. 21 (2009) 15–22.