

POLITECHNIKA WARSZAWSKA

DYSCYPLINA NAUKOWA INŻYNIERIA ŚRODOWISKA, GÓRNICTWO

I ENERGETYKA

DZIEDZINA NAUK INŻYNIERYJNO-TECHNICZNYCH

Rozprawa doktorska

mgr inż. Michał Wasik

**Rozwój i przykłady zastosowania nierównowagowego modelu
wymiany ciepła, powietrza
i wilgoci w porowatych materiałach budowlanych**

Promotor

Dr hab. inż. Piotr Łapka, prof. uczelni

WARSZAWA 2025

Ukochanej żonie Justynie

Podziękowania

Chciałbym podziękować mojemu promotorowi Profesorowi Piotrowi Łapce za wprowadzenie mnie na ścieżkę pracy naukowej oraz towarzyszenie mi w prowadzonych badaniach. Dziękuję za poświęcony czas, za rady i prowadzone rozmowy nie tylko na tematy naukowe.

Dziękuję Profesorowi Tomaszowi Wiśniewskiemu za ciepłe przyjęcie do Zakładu Termodynamiki, jak również pomoc i wsparcie w pokonywaniu trudności. Dziękuję Koleżankom i Kolegom z Zakładu za rozmowy, rady, pomoc oraz chętnie dzielenie się wiedzą, doświadczeniem i umiejętnościami.

Dziękuję rodzinie za okazane wsparcie podczas prowadzenia badań i pisania rozprawy doktorskiej. Dziękuję moim Rodzicom, Ewie i Dariuszowi, za bycie moimi pierwszymi nauczycielami i zaszczepienie we mnie pragnienia pracy naukowej. Dziękuję Tacie za bycie wzorem naukowca. Dziękuję mojej Żonie Justynie, Córcie Marii oraz Synowi Józefowi za wyrozumiałość dla specyfiki pracy naukowej, jak i wiarę oraz wsparcie szczególnie w trudnych chwilach. Dziękuję Szwagierce Oli za sprawdzenie tekstu pracy i korektę językową.

Dziękuję Narodowemu Centrum Nauki, które wsparło finansowo realizację badań w ramach projektu nr 2020/37/N/ST8/04203, pozyskanego w konkursie Preludium 19. Chciałbym podziękować Narodowemu Centrum Badań i Rozwoju, które finansowało pracę badawczą w ramach projektu o akronimie *DryWall* (POIR.04.01.02-00-0099/16). Dzięki finansowaniu możliwe było przeprowadzenie badań, których rezultaty są prezentowane w rozprawie doktorskiej.

Dziękuję mojemu Przyjacielowi Przemysławowi za rywalizację biegową, triathlonową oraz tę o to, kto pierwszy ukończy pracę dyplomową. Za motywację do szybszego prowadzenia badań i napisania rozprawy.

Dziękuję moim Przyjaciółom Karolinie i Pawłowi za przykład życia rodzinnego i łączenia obowiązków zawodowych z wychowaniem dzieci. Dziękuję za ich poczucie humoru i dobre słowo.

Streszczenie

Według statystyk Eurostatu w 2020 roku około 14.8% populacji Unii Europejskiej doświadczało problemów z nadmierną obecnością wilgoci w budynkach począwszy od ciekących dachów, poprzez zawilgocone ściany, aż po zgniliznę w mieszkaniu. Takie budynki wymagają renowacji i modernizacji obejmujących niejednokrotnie osuszanie ścian i zabezpieczenie ich przed ponownym powrotem wilgoci. Proces osuszania jest nie tylko czasochłonne, ale również energochłonne. Teoretycznie, aby odparować kilogram wody potrzeba 0.7kWh energii, natomiast rzeczywiste zapotrzebowanie na energię sięga około 2 kWh na kilogram wilgoci usuniętej z muru.

Niestety tylko kilka badań prowadzono w celu analizy i optymalizacji procesu osuszania murów. Istniejące prace naukowe skupiają się na eksperymentach w kontrolowanych warunkach laboratoryjnych lub monitorowaniu pracy osuszaczy podczas prowadzenia procesu wewnątrz budynków. Brakuje symulacji numerycznych, które pozwoliłyby zoptymalizować proces. Modelowanie osuszania materiałów budowlanych oparte jest na założeniu równowagi pomiędzy parą wodną a wilgocią ciekłą w porach materiału budowlanego. Takie podejście zakłada odparowanie lub skraplanie z bardzo dużą prędkością, przez co parametry nasycenia w materiale osiągnęte są niemal od razu. Nierównowagowe modelowanie wymiany ciepła i wilgoci podczas osuszania murów nie było do tej pory stosowane.

Niniejsza praca skupia się na badaniach numerycznych procesu osuszania materiałów budowlanych. W ramach doktoratu sformułowano nierównowagowy model wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych. Model został zaimplementowany w środowisku ANSYS Fluent przy życiu zaawansowanych interfejsów użytkownika takich jak: User-Defined Function (UDF), User-Defined Scalar (UDS) oraz User-Defined Memory (UDM). Program komercyjny posłużył jako platforma do rozwiązywania własnych równań transportu, a bez użycia wymienionych interfejsów UDF, UDS i UDM nie umożliwiał symulowania procesu osuszania z powodu braku odpowiedniego wbudowanego modelu. Następnie model został zweryfikowany przy użyciu danych otrzymanych za pomocą dwóch modeli równowagowych.

Przygotowany model został wykorzystany do symulowania procesu osuszania fragmentu ściany budynku przy użyciu metody termoiniekcji. Przeprowadzono dwuwymiarowe symulacje procesu osuszania trwającego tydzień dla średniej zawartości wilgoci w powietrzu osuszającym dla czterech pór roku (zima, wiosna, lato i jesień) oraz dla warunków atmosferycznych

w Warszawie. Wykonano obliczenia dla stałych, ale różnych temperatur powietrza osuszającego wynoszących 20, 30, 40, 50 i 60°C. Zauważono, że w początkowym etapie osuszania energochłonność procesu dla temperatury powietrza wynoszącej 20°C była najniższa. W drugim etapie osuszania, do uzyskania niskich zawartości wilgoci w ścianie konieczne było użycie wyższej temperatury powietrza osuszającego. Największe różnice w przebiegu procesu dla różnych temperatur powietrza osuszającego dla tej samej pory roku były dla zimy, a najmniejsze dla lata. Spowodowane było to niższą zawartością wilgoci w powietrzu dla zimy w stosunku do lata, i efektywniejszym osuszaniem przy niskich temperaturach.

Kolejny etap badań obejmował przeprowadzenie symulacji dla zmiennych temperatur powietrza podczas procesu osuszania. Porównano cztery strategie osuszania: jednosegmentową – strategia ze stałą temperaturą powietrza (60°C); dwusegmentową – najpierw osuszanie prowadzone jest przy niskiej temperaturze powietrza (20°C), a po upływie zadanego czasu przy wysokiej (60°C); wielosegmentową – proces początkowo prowadzony jest przy niskiej temperaturze (20°C), a po upływie zadanego czasu temperatura podnoszona jest o 10 K, aż do osiągnięcia 60°C; oraz przemienną – osuszanie jest prowadzone na zmianę powietrzem o temperaturze 20°C i 60°C, z zadanym czasem zmiany parametrów. Symulacje zostały wykonane dla wilgotności względnej odpowiadającej trzem porom roku (zima, wiosna i lato), dla trzech zadanych czasów zmiany parametrów (12, 24 i 48 h) oraz dla procesu trwającego dwa tygodnie. Wyniki wykazały możliwość obniżenia energochłonności osuszania przy wykorzystaniu zmiennego profilu temperatury. Największą oszczędność energii, sięgającą do 5.9%, uzyskano dla zimy przy wykorzystaniu strategii wielosegmentowej z przedziałem czasowym 48 h. Ponadto, strategia wielosegmentowa dla zimy i wiosny dawała lepsze wyniki niż dwusegmentowa. Dłuższy czas zmiany parametrów wpływał pozytywnie na oszczędności energii. Dla lata oszczędności energii były bardzo małe, około 0.5%. Strategia przemienna nie pozwoliła na poprawę efektywności procesu. Opracowana strategia dwusegmentowa została wdrożona przez przedsiębiorstwo SILTEN POLSKA sp. z o.o. sp. k. zajmujące się osuszaniem murów.

W ostatnim etapie doktoratu dopracowano model wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych. Uwzględniono transport powietrza w materiale. Zaprojektowano i wykonano stanowisko eksperymentalne do celów sprawdzenia poprawności obliczeń. Pomiary wykonano na prostopadłościenną próbkę wykonanej z betonu komórkowego o wymiarach podstawy 92 mm na 92 mm i wysokości 30.5 mm nasyconej wodą. Eksperyment trwał 24 h. Uzyskano

dobrą zgodność pomiędzy obliczeniami a pomiarem w pierwszej fazie procesu, tj. podobne wartości temperatury przez pierwsze 6 godzin oraz zbliżone ubytki masy przez pierwsze 12 h. Przy dłuższym czasie procesu symulowana temperatura była niższa niż zmierzona, a ubytek masy większy.

Słowa kluczowe: osuszanie murów, wymiana ciepła i wilgoci, model nierównowagowy, obliczenia numeryczne

Abstract

According to Eurostat statistics, in 2020, approximately 14.8% of the European Union population experienced excessive moisture problems ranging from leaking roofs through damp walls to rot in the apartment. Such buildings require renovation and modernization, often including drying the walls and protecting them against water return. The drying process is not only time-consuming but also energy-intensive. Theoretically, evaporating a kilogram of water requires 0.7 kWh of energy, while the measured energy demand reaches about 2 kWh per kilogram of moisture.

Unfortunately, little research has been conducted to optimize the building drying process. Scientific works focus on experiments in controlled laboratory conditions or in-situ monitoring of building dehumidification. There is a lack of numerical simulations that would allow to optimize the process. Modeling the drying of building materials is based on the hygric equilibrium approach. The approach assumes evaporation or condensation at a very high rate, due to which the saturation parameters are achieved in the material almost immediately. Non-equilibrium heat and moisture transfer modeling during drying has not been used so far.

This work focuses on the numerical study of the drying process of building materials. A non-equilibrium model of heat and moisture transfer in building materials was formulated as part of the doctoral thesis. The model was implemented in the ANSYS Fluent environment using advanced user customization interfaces such as User-Defined Function (UDF), User-Defined Scalar (UDS), and User-Defined Memory (UDM). The software served as a platform for solving the derived transport equations. Without the usage of the customization interfaces (UDF, UDS, UDM), default models implemented in the software do not allow simulation of the drying process. Then, the model was verified using two equilibrium models.

The proposed model was used to simulate the drying process of a building wall part using the thermo-injection method. Two-dimensional simulations of the drying process lasting one week were carried out. According to the meteorological data for Warsaw, the simulations were carried out for a humid ratio in the drying air corresponding to the seasons, i.e., winter, spring, summer, and autumn. Six drying air temperatures constant during simulations, i.e., 20, 30, 40, 50, and 60°C, were analyzed for each season. In the initial drying stage, the energy consumption of the process for an air temperature of 20°C was the lowest. However, a higher temperature was required to reach lower moisture content in the wall. The most significant difference

between temperatures for the same season was for winter and the smallest for summer. This is due to the lower moisture content in the air for winter compared to summer and more effective drying at low temperatures.

The next stage of the research involved simulations for time-dependent drying air temperatures during the drying process. Four drying strategies were compared, i.e., single-phase – a strategy with a constant air temperature (60°C); two-phase – drying is first carried out at a low air temperature (20°C) and after a given time at a high temperature (60°C); multi-phase strategy – the process is initially carried out at a low temperature (20°C), and after a given time the temperature is increased by 10 K until it reaches 60°C; periodic strategy – drying is carried out alternately with air at 20°C and 60°C, with a given time of parameter change. Simulations were carried out for relative humidity corresponding to three seasons, i.e., winter, spring, and summer, and for three times of parameter change, i.e., 12, 24, and 48 h, for a process lasting two weeks. The results showed the possibility of reducing the energy consumption of drying using a time-dependent air temperature profile. The highest energy savings, reaching up to 5.9%, were obtained for winter using a multi-phase strategy with a time step of 48 h. The multi-phase strategy for winter and spring gave better results than the two-phase one. A longer time of changing parameters had a positive effect on energy savings. For summer, energy savings were minimal, about 0.5%. The periodic strategy did not allow for improving the efficiency of the process. The company SILTEN POLSKA sp. z o.o. sp. k. applied the proposed two-phase strategy to its drying technology.

Finally, the heat and moisture transfer model in building materials was improved. Air transport in the material was taken into account. An experimental stand was designed and constructed to validate the model. Measurements were taken on a cuboid sample made of aerated concrete with a base dimension of 92 mm by 92 mm and a height of 30.5 mm, saturated with water. The experiment lasted 24 h. A good agreement was achieved between the calculations and the measurement in the initial phase of the process. Similar temperature values were obtained for the first 6 h and similar mass losses for the first 12 h. The simulated temperature was lower than the measured one for a longer time, and the mass loss was greater.

Keywords: masonry wall drying, heat and moisture transfer, non-equilibrium model, numerical calculations

Spis treści

Podziękowania	v
Streszczenie.....	vii
Abstract.....	xi
Spis treści	xiii
Lista publikacji w cyklu tematycznym.....	xv
Lista skrótów i symboli.....	xvii
Litery łacińskie	xvii
Litery greckie.....	xviii
Indeksy.....	xix
Rozdział 1. Wstęp.....	1
1.1. Wilgoć w budynkach.....	1
1.2. Przegląd literatury	4
1.2.1. Metody osuszania budynków.....	4
1.2.2. Modelowanie wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych	7
1.2.3. Analiza literatury	15
1.3. Oryginalność zaproponowanych metod	18
Rozdział 2. Cel i zakres pracy	20
Rozdział 3. Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material – Artykuł I.....	21
3.1. Model matematyczny	21
3.2. Analizowany przypadek.....	23
3.3. Wyniki	25
3.4. Wnioski	27
Rozdział 4. Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in Polish climatic conditions – Artykuł II	28
4.1. Analizowany obiekt.....	28
4.2. Analiza wyników.....	31
4.3. Wnioski	33
Rozdział 5. Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air – Artykuł III.....	34
5.1. Zmienny profil temperatury	34
5.2. Analiza wyników.....	36
5.2.1. Przebieg procesu.....	36
5.2.2. Zapotrzebowanie na energię	38
5.3. Wnioski	44

Rozdział 6. Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials – Artykuł IV	45
6.1. Model matematyczny	45
6.2. Ocena wiarygodności modelu	46
6.2.1. Walidacja eksperymentalna	46
6.2.2. Wyniki walidacji.....	50
6.2.3. Porównanie z modelem równowagowym	53
6.3. Wnioski	55
Rozdział 7. Podsumowanie i wnioski	56
Bibliografia	58
Lista załączników	65

Lista publikacji w cyklu tematycznym

Rozprawa doktorska składa się z czterech publikacji monotematycznych. Wkłady oraz udziały autora rozprawy są opisane poniżej tej listy publikacji. Pisemne oświadczenia wszystkich współautorów publikacji z monotematycznego cyklu zamieszczono w załączniku V. Pełne teksty artykułów znajdują się w rozdziale Lista załączników. W dalszej części rozprawy cyframi rzymskimi będą oznaczane odwołania do poszczególnych artykułów.

Lista artykułów:

- I. Mirosław Seredyński, **Michał Wasik**, Piotr Łapka, Piotr Furmański, Łukasz Cieślíkiewicz, Karol Pietrak, Michał Kubiś, Tomasz S. Wiśniewski, Maciej Jaworski, *Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material*, *Energies* 13 (2020) 214, DOI:10.3390/en13010214
(IF₂₀₂₀ = 3.004)
- II. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in Polish climatic conditions*, *Energy* 240 (2022) 122694, DOI:10.1016/j.energy.2021.122694
(IF₂₀₂₂ = 9.0)
- III. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air*, *Energy* 282 (2023) 128085, DOI:10.1016/j.energy.2023.128085
(IF₂₀₂₃ = 9.0)
- IV. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials*, *International Communications in Heat and Mass Transfer* 165 (2025) 109101, DOI:10.1016/j.icheatmasstransfer.2025.109101
(IF₂₀₂₃ = 6.4)

Wkład autora rozprawy w wymienione artykuły:

- I. Moim wkładem była implementacja nierównowagowego modelu wymiany ciepła i wilgoci w oprogramowaniu ANSYS Fluent, testy modelu, przeprowadzenie symulacji numerycznych, weryfikacja uzyskanych wyników, omówienie uzyskanych wyników oraz przygotowanie części artykułu związanej z modelem nierównowagowym.
Zgodnie z deklaracjami współautorów mój udział w artykule wynosi **40%**.
- II. Mój wkład w artykuł to sformułowanie modelu matematycznego, implementacja modelu w programie ANSYS Fluent, przeprowadzenie symulacji numerycznych, weryfikacja uzyskanych wyników, analiza, opracowanie oraz wizualizacja uzyskanych wyników, jak również przygotowanie artykułu.
Zgodnie z deklaracjami współautorów mój udział w artykule wynosi **85%**.
- III. Moim wkładem w artykuł było opracowanie koncepcji przeprowadzonych analiz, implementacja modelu matematycznego w programie ANSYS Fluent, przeprowadzenie symulacji numerycznych, weryfikacja uzyskanych wyników, analiza i wizualizacja danych oraz przygotowanie artykułu.
Zgodnie z deklaracjami współautorów mój udział w artykule wynosi **85%**.
- IV. Mój wkład w artykuł to opracowanie koncepcji stanowiska eksperymentalnego, konstrukcja stanowiska i przeprowadzenie eksperymentów, wykonanie oprogramowania do akwizycji danych, sformułowanie modelu matematycznego i jego implementacja w środowisku ANSYS Fluent, walidacja i weryfikacja modelu, analiza i wizualizacja danych oraz przygotowanie artykułu.
Zgodnie z deklaracjami współautorów mój udział w artykule wynosi **85%**.

Lista skrótów i symboli

Litery łacińskie

A	współczynnik absorpcji wody, $\text{kg/m}^2 \text{ s}^{0.5}$
a_s	objętościowa powierzchnia właściwa, $1/\text{m}$
c	ciepło właściwe, $\text{J}/(\text{kg K})$
c_p	ciepło właściwe przy stałym ciśnieniu, $\text{J}/(\text{kg K})$
D_ϕ	współczynnik transportu wilgoci ciekłej, $\text{kg}/(\text{m s})$
D_l	współczynnik podciągania kapilarnego, m^2/s
D_v	dyfuzyjność pary wodnej, m^2/s
d	grubość, m
$E_\%$	oszczędności energii, %
$E_i(w)$	ilość energii potrzebnej do osiągnięcia zadanego udziału masowego wilgoci w dla analizowanego przypadku, kWh
$E_{ref}(w)$	ilość energii potrzebnej do osiągnięcia zadanego udziału masowego wilgoci w dla przypadku odniesienia, kWh
g	przyspieszenie ziemskie, m/s^2
H	entalpia w odniesieniu do objętości materiału, J/m^3
h	entalpia właściwa, J/kg
h_m	współczynnik wymiany masy na powierzchni, $\text{kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$
h_t	współczynnik przejmowania ciepła na powierzchni, $\text{W}/(\text{m}^2 \text{ K})$
h_{vl}	objętościowy współczynnik wymiany masy wewnątrz porów, m/s
j	strumień masowy, $\text{kg}/(\text{s m}^2)$
K_g	przepuszczalność materiału dla powietrza wilgotnego, s
K_l	przepuszczalność materiału dla cieczy, s
k	współczynnik przewodzenia ciepła, $\text{W}/(\text{m K})$
k_0	zmienna modelowa – stała kinetyki sorpcji, $\text{m}^3/(\text{dzień kg})$
k_{01}	zmienna modelowa – stała kinetyki sorpcji, $\text{m}^3/(\text{dzień kg})$
k_{02}	zmienna modelowa – stała kinetyki sorpcji, m^3/kg
k_{lv}	współczynnik sorpcji-desorpcji, $\text{kg}/(\text{m}^3 \text{ s})$
M	masa molowa, kg/kmol

$\dot{m}_{vl}$	objętościowy strumień odparowania-skrapłania lub sorpcji-desorpcji, kg/(m ³ s)
p	ciśnienie, Pa
$p_{c,log}$	logarytm dziesiętny z ciśnienia kapilarnego, log ₁₀ (Pa)
p_c	ciśnienie kapilarne, Pa
q	gęstość strumienia ciepła, W/m ²
$\dot{q}$	objętościowe źródło ciepła, W/m ³
R	indywidualna stała gazowa, J/(kg K)
$\bar{R}$	uniwersalna stała gazowa, 8314 J/(kmol K)
s	nasycenie wilgocą, -
t	czas, s
T	temperatura, K
u	właściwa energia wewnętrzna, J/kg
w	masowa zawartość wilgoci, kg/kg
W	zawartość wilgoci, kg/m ³
W_{cap}	maksymalna zawartość wilgoci w materiale na skutek podciągania kapilarnego, kg/m ³
W_{eq}	równowagowa zawartość wilgoci w materiale, kg/m ³
Y	udział masowy, -

Litery greckie

Δh_{lv}	entalpia właściwa parowania, 2.5·10 ⁶ J/kg
δ_a	przepuszczalność pary dla nieruchomej warstwy powietrza, kg/(m s Pa)
δ_v	paroprzepuszczalność materiału, kg/(m s Pa)
ε	udział objętościowy, -, lub emisyjność powierzchni, -
θ	funkcja przełączająca pomiędzy transportem dyfuzyjnym parowym a kapilarnym cieczy na brzegu, -
μ	współczynnik oporu dyfuzyjnego pary wodnej, -
ρ	gęstość, kg/m ³
ρc	pojemność cieplna, J/K

σ	stała Stefana-Boltzmana, $5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K}^4)$
τ	temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
φ	wilgotność względna, -

Indeksy

<i>a</i>	suche powietrze
<i>air</i>	powietrze suszące
<i>amb</i>	otoczenie
<i>bottom</i>	dolna krawędź obszaru obliczeniowego
<i>ef</i>	efektywne właściwości
<i>eq</i>	w stanie równowagi
<i>g</i>	powietrze wilgotne
<i>H</i>	pojemnik na próbkę
<i>l</i>	wilgoć w postaci ciekłej
<i>p</i>	pory
<i>rad</i>	promieniowanie
<i>ref</i>	odniesienie
<i>s</i>	faza stała
<i>sat</i>	parametry pary nasyconej
<i>top</i>	górna krawędź obszaru obliczeniowego
<i>v</i>	para wodna
<i>w</i>	krawędź lub brzeg obszaru

Rozdział 1.

Wstęp

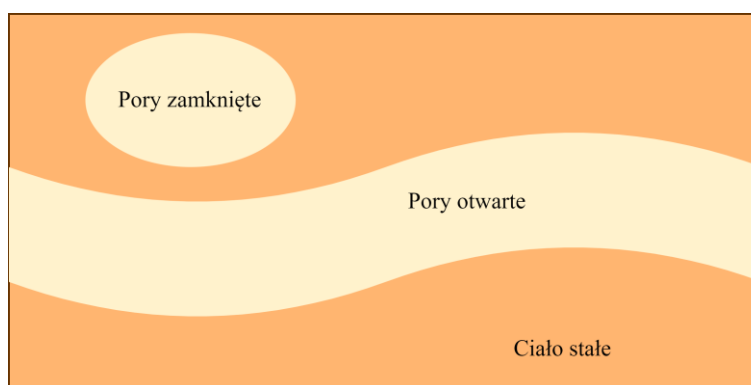
1.1. Wilgoć w budynkach

Budynki są nieodzownym elementem życia codziennego, związanym z odpoczynkiem (domy czy mieszkania), miejscem pracy, użytecznością publiczną, czy usługami. Znaczącą część dnia, szczególnie w okresach jesienno-zimowych, spędzamy wewnątrz budynków, stąd stanowią one ważny aspekt życia. Raport Komisji Europejskiej pt. „Improving energy and resources efficiency” z 2018 roku [1] szacuje, że udział budynków wzniesionych przed 1990 rokiem w Unii Europejskiej sięga ponad 75%, a 45% wybudowano przed 1969 rokiem. Dyrektywa Parlamentu Europejskiego i Rady (UE) 2023/1791 z dnia 13 września 2023 r. w sprawie efektywności energetycznej oraz zmieniająca rozporządzenie (UE) 2023/955 (wersja przekształcona) wprowadza obowiązek renowacji istniejących budynków w celu poprawy ich efektywności energetycznej. Ze względu na trwałość budynków większość z nich wymaga podjęcia działań modernizacyjnych. Jak wskazuje wcześniej cytowany raport Komisji Europejskiej [1], przy obecnym tempie modernizacji potrzeba około 100 lat, aby dokonać odnowienia wszystkich istniejących budynków w Unii Europejskiej. Warty odnotowania jest fakt, że w 2016 roku Polska poświęcała ponad 3,5% rozporządzalnego przychodu na modernizację budynków, co było najwyższą wartością w Unii Europejskiej [1].

Modernizacja budynków jest zagadnieniem szerokim, obejmującym nie tylko poprawę izolacyjności budynków, czy wymianę źródła ciepła, ale również zapewnienie właściwych warunków użytkownikom budynków. Elementem niezbędnym do zapewnienia zdrowia mieszkańcom jest właściwe zarządzanie wilgocią wewnątrz pomieszczeń. Nadmierny poziom wilgoci może doprowadzić do pojawienia się mikroorganizmów, co jest szkodliwe dla zdrowia, a długie przebywanie w takich pomieszczeniach może skutkować u ludzi objawami nazywanymi „syndromem chorego budynku” [2]. Zagadnienie zawilgotniałych budynków jest poruszane w publikacjach naukowych. Lourenço i inni [3] wskazują problemy powiązane z nadmierny poziomem wilgoci jako główny problem zagrażający zdrowiu mieszkańców w historycznym centrum Bragança (Północna Portugalia). Šťastný i inni [4] udokumentowali wpływ wilgoci na trzy zabytkowe budynki, dwa z XVIII wieku i jeden z XIX wieku, zlokalizowane na Słowacji. Cieślakiewicz i inni [5] opisali proces osuszania piwnicy zakrystii z XVIII wieku w Łowiczu. Proces osuszania był częścią renowacji zabytkowego budynku.

Niestety problemy związane z obecnością wilgoci mogą również dotyczyć budynków wzniesionych relatywnie niedawno. Na przykład, Kempton i inni. [6] monitorowali 5 budynków w Sydney, w których pojawiła się pleśń. Najstarszy z budynków był wzniesiony w 1905 roku a najnowszy w 1991 roku [6]. Mudarri i Fisk również wskazują, że problemy z nadmierną wilgocią w budynkach mogą dotyczyć prawie 50% Amerykanów [7]. Warto dodać, że według statystyk Eurostatu w 2020 roku około 14.8% populacji Unii Europejskiej [8] doświadczyła problemów począwszy od ciekących dachów, poprzez zawilgocone ściany, aż po zgniliznę w mieszkaniu. W tej statystyce w Polsce odnotowano, że 6% populacji doświadczyła wskazanych problemów [8]. Bonderup i Middlemiss [9] zauważają, że statystyka prowadzona przez Eurostat polega na zgłoszeniu problemu przez mieszkańców, co wymaga od nich świadomości problemu. W efekcie dane wskazywane przez Eurostat mogą być zaniżone. Autorzy zauważają, że ubóstwo energetyczne, a także zalecenia dotyczące obniżenia temperatury w domach mogą przyczyniać się do wzrostu problemów związanych z obecnością wilgoci i pleśnią [9].

Podsumowując, problemy związane z nadmierną obecnością wilgoci mogą dotyczyć zarówno zabytkowych budynków, jak i tych wzniesionych stosunkowo niedawno. Więcej niż co dziesiąty Europejczyk może zmagać się z wilgocią w domu. Należy odpowiedzieć na pytanie, jakie jest źródło problemu i jak można temu zaradzić.



Rysunek 1. Schemat ośrodka porowatego.

Na początku rozważań trzeba zaznaczyć, że materiały budowlane są ośrodkami porowatymi. Oznacza to, że materiał nie jest lity, wewnątrz mogą znajdować się przestrzenie (pory) niezajęte przez lite ciało stałe – patrz Rysunek 1. Pory w materiale mogą być otwarte, czyli połączone z sąsiednimi porami oraz z brzegiem materiału i otoczeniem albo zamknięte, czyli niepołączone z brzegiem materiału i otoczeniem. Przez pory otwarte do wnętrza materiału może bezpośrednio wnikać powietrze, para wodna, jak i woda (ciecz). Przykładowe wartości

porowatości otwartej dla cegieł wynoszą około 40% [10,11], oraz ponad 70% dla betonu komórkowego [10].

Ze względu na strukturę porowatą w materiale budowlanym może gromadzić się wilgoć. Potencjalne przyczyny pojawiania się wilgoci wewnątrz przegrody budynku to [12]:

- Kondensacja pary z powietrza – pojawia się, gdy ciśnienie cząstkowe pary jest większe od ciśnienia nasycenia. Może zachodzić na powierzchni ścian, na przykład na skutek słabej izolacji cieplnej ściany lub wysokiej wilgotności w pomieszczeniu, albo wewnątrz materiału ze względu na niewłaściwą strukturę ściany.
- Wilgoć przenikająca z gruntu – problem dotyczy piwnic, gdy ze względu na brak lub degradację hydroizolacji wilgoć zawarta w gruncie może przechodzić do ścian piwnic. Ciśnienie kapilarne, jak również ciśnienie wody będą wywoływały wnikanie wilgoci do ścian.
- Podciąganie kapilarne – na skutek niewłaściwej izolacji wilgotnościowej fundamentów woda z gruntu może przedostawać się do struktury przegród i poprzez siły kapilarne może być transportowana na poziom powyżej gruntu.
- Awarie i przecieki – wszelkiego rodzaju przecieki rur lub rynien doprowadzających albo odprowadzających wodę czy nieszczelności w dachu lub elewacji zewnętrznej mogą prowadzić do zawilgocenia ścian.
- Zjawiska pogodowe – gwałtowne i ulewne deszcze szczególnie w połączeniu z silnym wiatrem mogą doprowadzić do przedostania się wody poprzez zewnętrzne warstwy wodoodporne do wnętrza przegrody. Ponadto wywołane zjawiskami meteorologicznymi lokalne podtopienia czy powodzie też są przyczyną długotrwałego zawilgocenia ścian.
- Wilgoć reszkowa – problem dotyczy zarówno nowych budynków, jak i tych po renowacji. Wilgoć reszkowa związana jest z wodą technologiczną zawartą w nowych materiałach budowlanych lub zgromadzoną podczas prac budowlano-remontowych.

Postępowanie przy usuwaniu nadmiernej wilgoci będzie zależne od jej źródła. W przypadku kondensacji pary wodnej wskazana będzie poprawa izolacyjności cieplnej budynku, intensywniejsza wentylacja [13], podniesienie temperatury w pomieszczeniu [9], czy zmiana sposobu użytkowania pomieszczenia przez ich mieszkańców [14]. Zalanie ścian poprzez przecieki czy powodzie i podtopienia wymaga wysuszania ścian, natomiast zawilgocenia

pochodzące z gruntu (bezpośrednio lub przez podciąganie kapilarne) będą wymagały nie tylko osuszania, ale również zabezpieczenia murów przed powrotem wody. Jedną z metod zabezpieczającą przed ponownym zawilgoceniem budynku w wyniku transportu wilgoci z gruntu jest utworzenie membrany wodoodpornej. Taką membranę wykonuje się zarówno od zewnętrznej strony ściany oddzielając ją od gruntu materiałami nieprzepuszczalnymi dla wilgoci, jak również wewnątrz materiału [15,16]. W drugim przypadku, pory materiału, z którego wykonana jest przegroda budowlana wypełnia się środkami chemicznymi (np. hydrofobizującym mikroemulsjami silikonowymi SMK), które, trwale hydrofobizują materiał budowlany i efektywnie zabezpieczają ścianę poprzez wyeliminowanie podciągania kapilarnego wilgoci z gruntu. Ściany budynku przed utworzeniem membrany zabezpieczającej mogą wymagać osuszania. Duża zawartość wilgoci w porach materiału ściany może przeszkodzić w efektywnej penetracji ściany przez płyny hydrofobizujące i w wykonaniu odpowiedniej warstwy zabezpieczającej [5,16].

1.2. Przegląd literatury

1.2.1. Metody osuszania budynków

Przegrody budynku zawilgocone poprzez podciąganie kapilarne lub przesączanie z gruntu mają pory w dużym stopniu wypełnione przez wilgoć w postaci ciekłej. Wodę tę należy usunąć w celu efektywnego wytworzenia warstwy hydrofobizującej. W pierwszej fazie osuszania, woda odparowuje na powierzchni materiału i na drodze konwekcji przekazywana jest do powietrza otaczającego ścianę [17]. Wilgoć w postaci ciekłej na skutek działania sił kapilarnych transportowana jest z obszarów o większym udziale wody (wnętrze materiału) do obszaru o mniejszym udziale (powierzchnia). Wraz ze zmniejszeniem się zawartości wilgoci ciekłej transport kapilarny słabnie, ponieważ woda zaczyna występować w postaci nieciągłej wewnątrz porów. Następuje utrata ciągłości fazy ciekłej, która umożliwia transport kapilarny. W drugiej fazie procesu osuszania ciekła wilgoć nie dopływa już do powierzchni, ale jest odparowywana wewnątrz materiału. Następnie na drodze dyfuzji wilgoć w postaci gazowej dociera do powierzchni materiału i również jest przekazywana do powietrza. Niezależnie od etapu prowadzenia procesu, osuszanie jest energochłonne. Teoretycznie do odparowania kilograma wody potrzeba aż 0.7 kWh [17]. Jednak rzeczywiste zapotrzebowanie na energię może być większe.

Metody osuszania ścian można podzielić na pośrednie i bezpośrednie [17]. Metody pośrednie polegają na zmianie parametrów powietrza otaczającego ścianę, czyli osuszanie

powietrza i ogrzewanie oraz na intensywnej wentylacji w celu intensyfikacji wymiany masy między ścianą a otoczeniem. Natomiast metody bezpośrednie polegają na oddziaływaniu na przegrodę i wilgoć zawartą wewnątrz niej.

Metody pośrednie pozwalają na relatywnie proste działanie jak zastosowanie miejscowych ogrzewaczy lub osuszaczy powietrza. Również intensywna wymiana powietrza w pomieszczeniach wspomaga osuszanie. Wśród metod pośrednich można także wymienić umieszczanie specjalnych kanałów wentylacyjnych w gruncie zarówno po zewnętrznej, jak i po wewnętrznej stronie ściany [18]. Powietrze przepływające przez kanał z jednej strony odcina możliwość przenikania wilgoci z gruntu do przegrody budowlanej, a z drugiej osusza ścianę. Zaletą zastosowania kanałów wentylacyjnych w gruncie jest niski koszt osuszania związany jedynie z pracą wentylatorów oraz ograniczenie zawilgocenia w przyszłości. Do wad należy zaliczyć bardzo długi czas prowadzenia procesu osuszania dochodzący do roku [19,20].

Zaletą osuszania bezpośredniego jest oddziaływanie na wilgoć zawartą bezpośrednio w ścianie. Oddziaływanie to może być przeprowadzone za pomocą ogrzewania na odległość, np. za pomocą promieniowania podczerwonego lub mikrofalowego, albo poprzez bezpośredni kontakt ze ścianą stosując panele lub sondy grzewcze [17]. Do metod bezpośrednich można również zaliczyć działania w celu mechanicznego usunięcia wilgoci poprzez wypchniecie wody wtłaczając powietrze pod ciśnieniem lub wytwarzając podciśnienie w celu wyciągnięcia wilgoci z pustek powietrznych [17]. Wybór właściwej metody osuszania będzie zależny od materiału i konstrukcji osuszanej ściany.

Zegowitz i inni [21] przeprowadzili badania laboratoryjne procesu osuszania ścian budynku. W kondycjonowanym pomieszczeniu wykonali 4 ściany w kształcie litery „U” w celu porównania metod osuszania. Każda ze ścian była wykonana z 363 mm wypalanych glinianych bloczków wewnętrznie izolowanych za pomocą wełny mineralnej lub perlitu. Ściany przed pomiarem były zalewane wodą do wysokości 7 cm i pozostawione do nasycenia wilgocią. Następnie woda była usuwana z podłogi i dokonywano pomiarów procesu osuszania. Przebadano osuszanie przy pomocy paneli wykorzystujących promieniowanie podczerwone, jak i przy użyciu sond suszących. Użycie radiacyjnych paneli ogrzewających powierzchnię ściany pozwoliło znacząco zredukować zawartość wilgoci na ogrzewanej ścianie, jednak ciepło nie przenikało efektywnie w głąb konstrukcji ściany, co powodowało, że zewnętrzna strona wciąż była zawilgocona [21]. Wykonano również pomiary przy użyciu specjalnej sondy grzewczej, która była umieszczana w przygotowanym otworze w ścianie. Przez sondę przepływało ciepłe powietrze. Zaobserwowano, że podczas osuszania z wykorzystaniem sondy

nie tylko wewnętrzna powierzchnia (od strony sondy), ale również zewnętrzna strona ściany były wysuszone dzięki podawaniu gorącego powietrza do wnętrza przegrody budowlanej. Porównano również metodę osuszania z wykorzystaniem ciągłego profilu temperatury powietrza osuszającego ze zmiennym, czyli okresowo przez sondę przepływało nieogrzone powietrze. Nie wykazano znaczących różnic w zawartości wilgoci pod koniec prowadzonego procesu pomiędzy ciągłym ogrzewaniem a okresowo zmiennym [21]. Zmienny profil temperatury potencjalnie może zmniejszyć energochłonność procesu osuszania.

Pfister i inni [22] przeprowadzili eksperymenty w celu porównania metody pośredniej, w której osuszano powietrze w pobliżu ściany, z osuszaczem emitującym promieniowanie podczerwone oraz grzewczym panelem osuszającym. Panel miał zainstalowany grzejnik elektryczny na powierzchni, która miała kontakt ze ścianą. Z drugiej strony grzejnik poprzez izolację cieplną kontaktował się z powietrzem. Izolacja umożliwiała dyfuzyjny transport pary wodnej do zewnętrznej powierzchni, która była wentylowana. Doświadczenia były przeprowadzone na ścianach o powierzchni 1 m^2 i grubości 0.115 m umieszczonych w komorze klimatycznej. Przed pomiarem każda ściana była zalewana wodą na kilka dni do wysokości 7 cm , a następnie woda była odprowadzana. W eksperymentach panel grzewczy osiągnął najmniejszą energochłonność osuszania, około $3.7 \text{ kWh/kg}_{\text{wody}}$, przy około $22.5 \text{ kWh/kg}_{\text{wody}}$ osiąganych przez osuszacz podczerwony i $40.6 \text{ kWh/kg}_{\text{wody}}$ zmierzonych przy osuszaniu pośrednim [22]. Jednocześnie czas osuszania wynosił odpowiednio około 13 dni dla panelu grzewczego i osuszacza podczerwonego i 23 dni dla osuszania pośredniego. Ponadto zostały przeprowadzone symulacje numeryczne procesu osuszania przy użyciu panelu grzewczego. Wyniki symulacji zaniżały obliczoną konsumpcję energii potrzebną do osuszania w stosunku do eksperymentu [22].

Łapka i inni [5,23,24] wykonali badania eksperymentalne nad osuszaniem ścian przy pomocy sond suszących (metoda termoiniekcji). Łapka i inni [24] przeprowadzili eksperyment na murkach testowych o wymiarach $1.0 \times 1.0 \times 0.6 \text{ m}^3$ wykonanych z czerwonej cegły i zaprawy cementowo wapiennej. Powierzchnia jednego z murków była pokryta tynkiem. Murki były umieszczone w pojemniku. Przednia i tylna ściana murków były przykryte częściowo warstwą mokrej ziemi. Murki były umieszczone w pomieszczeniu, które nie posiadało stabilizowanych warunków. Obiekty badań były osuszane za pomocą sond suszących. W pracy porównano różne scenariusze osuszania: samoistne osuszanie w warunkach otoczenia, osuszanie z przepływem powietrza o temperaturze otoczenia przez sondy osuszające, osuszanie z przepływem powietrza przez sondy przy jednoczesnym ogrzewaniu sond oraz osuszanie dwuetapowe, czyli przez

24 godziny z przepływem powietrza bez ogrzewania sond, a następnie z przepływem powietrza przy jednoczesnym ogrzewaniu. Pomiary pokazały, że murek bez warstwy tynku wymagał mniej energii do osuszania. Jednocześnie, zwrócono uwagę na perspektywy zmniejszenia energochłonności procesu w przypadku zastosowania strategii ze zmiennym profilem temperatury. Ze względu na brak stabilizacji warunków, w których wykonywane były pomiary, otrzymane wyniki mogą być obarczone dużymi niepewnościami. Podczas osuszania piwnic zabytkowej plebani Łapka i inni [5,23] badali pracę układu osuszającego przy użyciu sond grzewczych. Zostały porównane dwa urządzenia osuszające oraz wyznaczona została konsumpcja energii w warunkach rzeczywistych, która wyniosła 10.44 i 16.58 kWh/m/(objętościowa zawartość wilgoci % w murze) odpowiednio dla prototypowego układu suszającego i dla układu referencyjnego [23].

Sobotka i Kolář [25] przy użyciu metody mikrofalowej badali proces osuszania piwnicy Wydziału Sztuki w Brnie. Metoda wymagała zmiany lokalizacji źródła promieniowania mikrofalowego co 10 minut ze względu na ograniczony zakres działania osuszacza. Potrzeba przemieszczania osuszacza powodowała, że proces był prowadzony tylko w ciągu dnia w czasie godzin pracy, a nie w sposób ciągły przez 24 godziny. Przemieszczanie osuszacza mikrofalowego było niekorzystne ze względu na dodatkowy nakład pracy na zmianę lokalizacji urządzenia. Co więcej, przerywanie procesu mogło przyczyniać się do napływania wilgoci do już wysuszonych fragmentów ściany. W trakcie procesu zaobserwowano znaczący miejscowy wzrost temperatury ściany nawet do około 90°C [25].

Cieślakiewicz i inni [26] przeprowadzili badania eksperymentalne nad wpływem wilgotności względnej powietrza osuszającego na czas osuszania próbek czerwonej cegły i zaprawy o wymiarach 250×12×65 mm³. Testy wykonano w temperaturze procesu równej 40°C. Przed pomiarem próbki były kondycjonowane w temperaturze 25°C. Zauważono, że przy niskich wilgotnościach względnych powietrza osuszającego temperatura próbki początkowo spada, i dopiero po kilku godzinach następuje jej wzrost. Ze spadkiem wilgotności względnej powietrza czas osuszania próbki malał [26].

1.2.2. Modelowanie wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych

Symulacje komputerowe mogą być wsparciem w prowadzeniu i optymalizacji procesu osuszania. Opis matematyczny procesu osuszania może dotyczyć zjawisk zachodzących w materiale budowlanym (ośrodek porowaty), jak również w otaczającym powietrzu. Skala

modelowanych zjawisk może sięgać rozmiarów porów lub całych konstrukcji ścian. Dobór modelowanej skali przestrzennej zależy od celu prowadzonych symulacji, przykładowo symulacje uwzględniające mikrostrukturę mogą posłużyć do wyznaczenia efektywnych właściwości materiału, na przykład współczynnika przewodzenia ciepła [27]. Natomiast modele makroskopowe, czyli bazujące na efektywnych właściwościach materiału porowatego, mogą być wykorzystane do modelowania procesu osuszania, stąd w dalszej części pracy modele te będą omówione.

Materiały budowlane mają niejednorodną mikrostrukturę. Z perspektywy modelowania fragmentu ściany (model makroskopowy) niejednorodność w mikroskali nie jest istotna, stąd dokonuje się homogenizacji (ujednorodnienia) materiału. W procesie ujednorodniania materiału zakłada się, że rozważana skala przestrzenna jest większa niż reprezentacyjna wielkość elementu (REV – Representative Elementary Volume) [28], czyli rozważany obszar jest większy niż najmniejsza przestrzeń mikrostruktury, która w sposób reprezentacyjny opisuje cały materiał. Dzięki homogenizacji materiału modele makroskopowe wykorzystują efektywne właściwości materiału jak na przykład współczynnik przewodzenia ciepła czy dyfuzyjność pary, jak również zakładają, że materiał składa się z substancji w różnych stanach skupienia (ciało stałe, ciecz, gaz), a przykładowo ciepło właściwe jest zależne od udziałów poszczególnych składników materiału.

Jeden z najpopularniejszych modeli makroskopowych wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych został zaproponowany przez Künzela w 1995 roku [29]. Model oparty jest o dwa równania: równanie ciągłości wilgoci i równanie energii. Niewiadomymi w równaniach transportu z pracy [29] są temperatura i wilgotność względna. Zaproponowane równanie energii ma postać:

$$\frac{dH}{d\tau} \frac{\partial \tau}{\partial t} = \nabla(k \nabla \tau) + \Delta h_{lv} \nabla[\delta_v \nabla(\varphi p_{sat})] \quad (1)$$

Z kolei równanie ciągłości wilgoci jest następujące:

$$\frac{dW}{d\varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \nabla[D_\varphi \nabla \varphi + \delta_v \nabla(\varphi p_{sat})] \quad (2)$$

gdzie: D_φ to współczynnik transportu wilgoci ciekłej (kg/(m s)), H oznacza entalpię (J/m³), k oznacza współczynnik przewodzenia ciepła (W/(m K)), p_{sat} to ciśnienie nasycenia (Pa), t oznacza czas (s), W to zawartość wilgoci (kg/m³), Δh_{lv} to entalpia parowania (J/kg), δ_v to paroprzepuszczalność materiału (kg/(m s Pa)), φ oznacza wilgotność względną (-) i τ to temperatura (°C).

Model opisany równaniami (1) i (2) uwzględnia przewodzenie ciepła, zmianę stanu skupienia, kapilarny transport wilgoci ciekłej, jak również dyfuzję pary wodnej. W modelu powiązано przemianę fazową z dyfuzją pary wodnej w materiale budowlanym. W celu poprawnego działania modelu wymagane jest powiązanie zawartości wilgoci z wilgotnością względną, tj. podanie $\frac{dW}{d\varphi}$ w równaniu (2). Model ten został zaimplementowany w oprogramowaniu WUFI oraz EnergyPlus [30].

W latach 2000-2003 realizowanym był projekt europejski o akronimie HAMSTAD, którego celem była między innymi poprawa istniejących metod modelowania wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych [31]. W ramach projektu zaproponowano model wymiany ciepła, powietrza i wilgoci w materiale budowlanym, który następnie został wykorzystany do opracowania komercyjnego programu obliczeniowego DELPHIN 5 [32,33]. Model ten opisany jest następującymi równaniami transportu [33]:

$$\frac{\partial W}{\partial t} = -\nabla \left[-\frac{\delta_a}{\mu} \nabla p_v + \frac{\rho_v}{\rho_a} j_g - K_l \nabla p_c \right] \quad (3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\nabla \left[-k \nabla T + h_v \left(-\frac{\delta_a}{\mu} \nabla p_v + \frac{\rho_v}{\rho_g} j_g \right) - h_l (K_l \nabla p_c) + h_a \frac{\rho_a}{\rho_g} j_g \right] + \sum \dot{u} \quad (4)$$

$$0 = \nabla j_g \quad (5)$$

gdzie: h_a , h_l i h_v to entalpie właściwe odpowiednio powietrza suchego, wilgoci ciekłej i pary wodnej (J/kg), j_g to strumień masowy powietrza wilgotnego (kg/(s m²)), K_l oznacza przepuszczalność materiału dla cieczy (s), p_c i p_v to odpowiednio ciśnienie kapilarne i ciśnienie cząstkowe pary wodnej (Pa), u oznacza właściwą energię wewnętrzną (J/kg), $\dot{u}$ to źródło objętościowej energii (W/m³), T oznacza temperaturę (K), δ_a to przepuszczalność pary dla nieruchomej warstwy powietrza (kg/(m s Pa)), ρ_a , ρ_g i ρ_v oznaczają odpowiednio gęstość powietrza wilgotnego, powietrza suchego i pary wodnej (kg/m³), μ oznacza współczynnik oporu dyfuzyjnego pary wodnej (-).

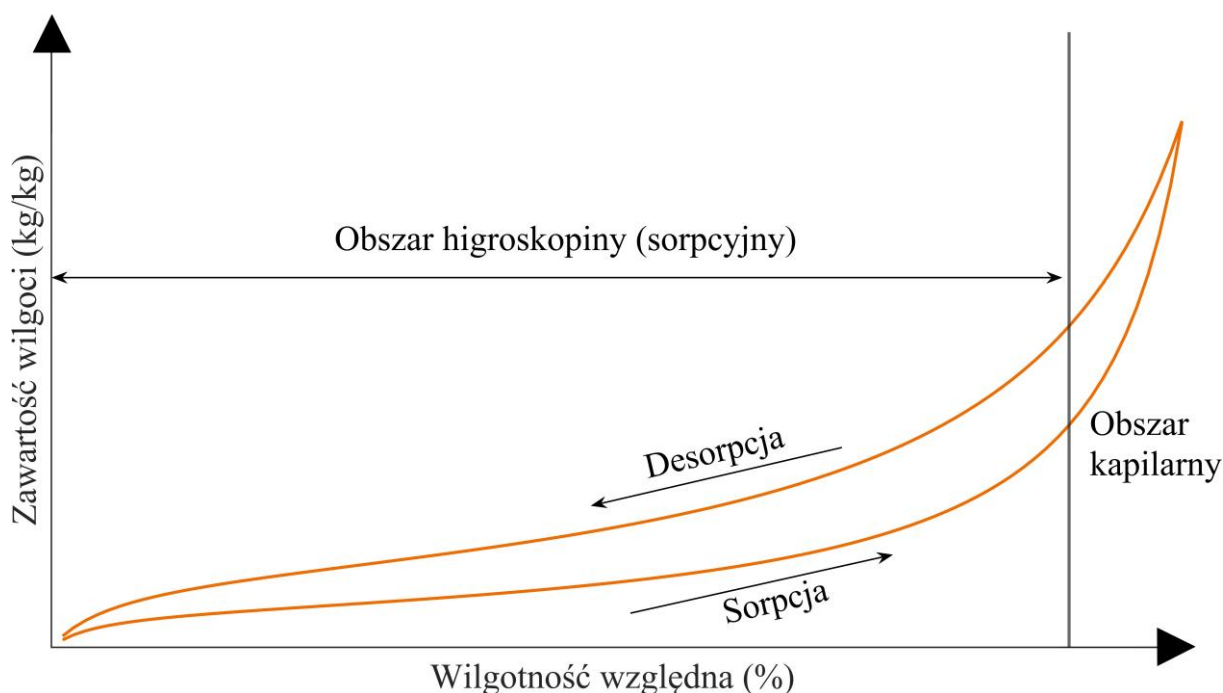
W równaniach (3)-(5) strumień masowy powietrza wilgotnego był zdefiniowany jako [33]:

$$j_g = \rho_g [K_g (\nabla p_g + \rho_g g)] \quad (6)$$

gdzie: g to przyspieszenie ziemskie (m/s²), K_g oznacza przepuszczalność dla powietrza (s), p_g oznacza ciśnienie powietrza wilgotnego (Pa).

Należy zauważyć, że równanie ciągłości powietrza wilgotnego (równanie (5)) jest w postaci ustalonej. Model opisany równaniami (3)-(5) dodatkowo wymaga powiązania zależnościami

zawartości wilgoci z ciśnieniem pary wodnej i ciśnieniem kapilarnym. Krzywa sorpcji może być użyta w celu powiązania zawartości wilgoci w materiale z wilgotnością względną powietrza w porach, a następnie z ciśnieniem pary wodnej. Krzywa sorpcji reprezentuje równowagową zawartość wilgoci w materiale przy zadanej wilgotności względnej otaczającego powietrza – patrz Rysunek 2. Na krzywej sorpcji można wyróżnić dwa obszary: obszar higroskopijny (sorpcyjny), kiedy to wilgoć w materiale porowatym jest w postaci pary wodnej wypełniającej pory oraz wilgoci związanej (tj. bardzo cienkiej warstwy adsorbowanej na powierzchni porów), oraz obszar kapilarny, w którym pory wypełnia również wilgoć w postaci ciekłej, która może przemieszczać się w materiale na skutek działania sił kapilarnych. Obserwowana jest histereza krzywej sorpcji, to znaczy mierzone wartości zawartości wilgoci w materiale podczas sorpcji (przejście w kierunku wyższych wilgotności względnych powietrza otaczającego) są niższe niż podczas desorpcji (przejście w kierunku niższych wilgotności względnych) – patrz Rysunek 2. Krzywa sorpcji jest wyznaczana eksperymentalnie na przykład na podstawie normy PN-EN ISO 12571 [34].



Rysunek 2. Schemat krzywej sorpcji.

W celu połączenia ciśnienia kapilarnego z wilgotnością względną używane jest równanie Kelvina [29]:

$$\ln(\varphi) = -\frac{p_c}{\rho_l R_v T} \quad (7)$$

gdzie: R_v to indywidualna stała gazowa dla pary wodnej (J/(kg K)).

Model Künzela [29] oraz model opracowany w projekcie HAMSTAD [32,33] były podstawą do opracowania kolejnych modeli. Na przykład, Tariku i inni [35] zaimplementowali model tożsamy z modelem HAMSTAD w oprogramowaniu COMSOL Multiphysics®. Belarbi i inni [36–38] opracowali model podobny do modelu Künzela i wykorzystali go do badania transportu wilgoci przez zaprawę wapienną oraz ścianę wykonaną z cegieł. Lelievre i inni [39,40] rozszerzyli model Künzela o efekt histerezy krzywej sorpcji, czyli uwzględnienie przebiegu desorpcji po innej krzywej niż sorpcji. Model został wykorzystany do analiz transportu ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych z biokomponentami. W tym modelu równania transportu miały postać [39,40]:

$$\begin{aligned} \rho_s(c_s + wc_l) \frac{\partial T}{\partial t} &= \nabla(k\nabla T) \\ &+ [\Delta h_{lv} + (c_{p,v} - c_l)(T - T_{ref})] \nabla \left(\frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} \nabla \varphi \right. \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} &\left. + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \frac{dp_{sat}}{dT} \nabla T \right) \\ \rho_s \frac{\partial w}{\partial \varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} &= \nabla \left[\left(\frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} + D_\varphi \right) \nabla \varphi + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \frac{dp_{sat}}{dT} \nabla T \right] \end{aligned} \quad (9)$$

gdzie: c_l i c_s oznaczają odpowiednio ciepło właściwe wody i ciała stałego (J/kg K)), $c_{p,v}$ to ciepło właściwe pary wodnej przy stałym ciśnieniu (J/(kg K)), T_{ref} oznacza temperaturę referencyjną (273.15K), w to masowa zawartość wilgoci (kg/kg).

Należy zauważyć, że model Lelievra, Colinarta i Glouanneca [39,40] powstał z przekształcenia modelu Künzela [29], które było następujące:

$$W = \rho_s w \quad (10)$$

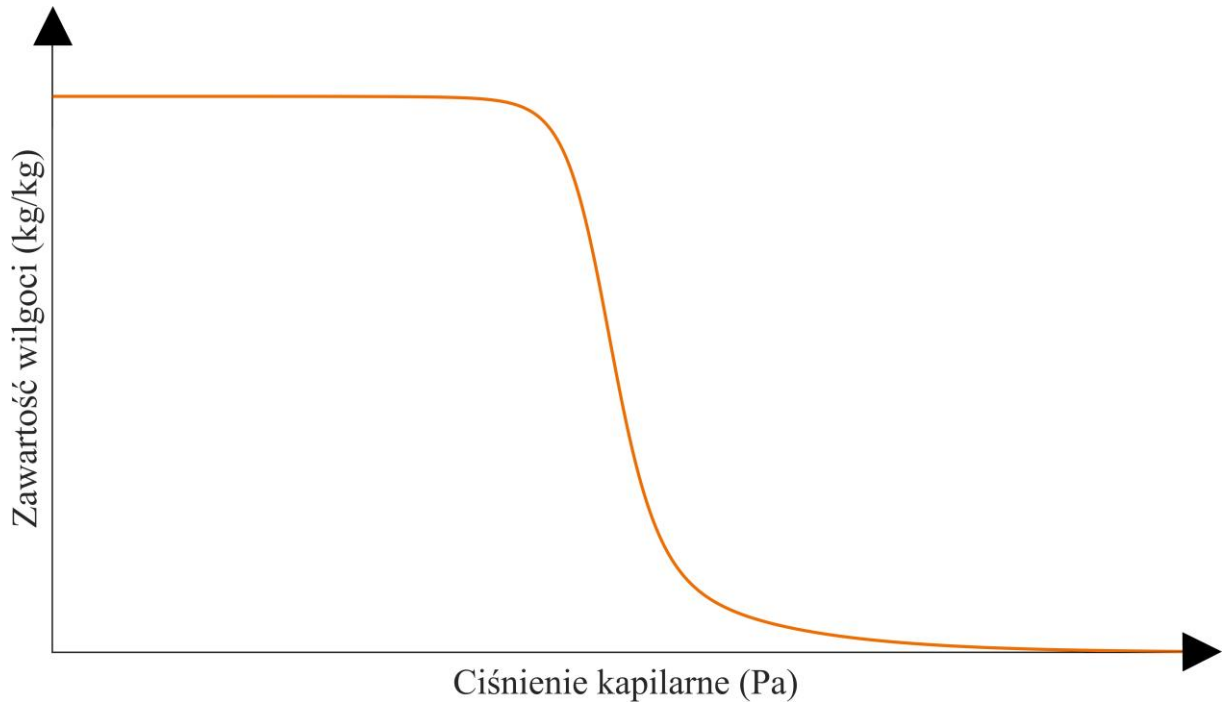
$$\begin{aligned} \delta_v \nabla(\varphi p_{sat}) &= \frac{\delta_a}{\mu} \nabla(\varphi p_{sat}) = \frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} \nabla \varphi + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \nabla p_{sat} \\ &= \frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} \nabla \varphi + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \frac{dp_{sat}}{dT} \nabla T \end{aligned} \quad (11)$$

Model Lelievra, Colinarta i Glouanneca [39,40], w odróżnieniu od modelu Künzela [29], wykorzystuje temperaturę wyrażoną w kelwinach, a nie w stopniach Celcjusza.

Histerezę sorpcji w modelu uwzględnili również Zhang i inni [41]. Zaproponowany przez nich model nie uwzględniał wymiany ciepła oraz był zbliżony do prezentowanych wcześniej

modeli wymiany wilgoci, z tą różnicą, że jako zmienną transportową wybrano nasycenie porów wilgocią.

Schijndel i inni [42] sformułowali model bardzo podobny do modelu Künzela [29], w którym wilgotność względna została zastąpiona logarytmem ciśnienia kapilarnego. Zabieg ten pozwolił zmienić równanie domykające model z krzywej sorpcji na krzywą retencji. Krzywa retencji reprezentuje zależność pomiędzy zawartością wilgoci i ciśnieniem kapilarnym (na wykresie zazwyczaj na osi odciętych używana jest skala logarytmiczna) – patrz Rysunek 3. Krzywa retencji jest wyznaczana dla obszaru kapilarnego. Za pomocą równania Kelwina (7) ciśnienie kapilarne zmierzone w trakcie wyznaczania krzywej retencji może być przeliczane na wilgotność względną w celu prezentacji danych za pomocą krzywej sorpcji w obszarze kapilarnym.



Rysunek 3. Krzywa retencji (logarytmiczna skala na osi odciętych).

Równania opisujące model Schijndela i innych mają postać [42]:

$$\rho_s c_s \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \left(k \nabla T - \Delta h_{lv} \delta_v \varphi \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{p_{sat} M_v}{\rho_g \bar{R} T} \nabla p_{c,log} \right) \quad (12)$$

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial W}{\partial p_c} \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{\partial p_{c,log}}{\partial t} \\
& = \nabla \left(\delta_v \varphi \frac{\partial p_{sat}}{\partial T} \nabla T - K_l \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \nabla p_{c,log} \right. \\
& \quad \left. - \delta_v \varphi \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{p_{sat} M_v}{\rho \bar{R} T} \nabla p_{c,log} \right)
\end{aligned} \tag{13}$$

gdzie: M_v oznacza masę molową pary wodnej (kg/kmol), $p_{c,log}$ to logarytm dziesiętny z ciśnienia kapilarnego ($\log_{10}(\text{Pa})$), $\bar{R}$ to uniwersalna stała gazowa (8314 J/(kmol K)), ρ_s gęstość fazy stałej (kg/m³).

Belleghem i inni [43,44] sformułowali model wykorzystujący ciśnienie kapilarne oraz temperaturę jako wielkości poszukiwane w równaniach transportu. W ich modelu równanie Kelwina (7) zostało wykorzystane do zmiany wilgotności względnej na ciśnienie kapilarne. W przeciwieństwie do poprzednich modeli, w sformułowaniu równania energii pojawia się rozróżnienie na wilgoć w postaci ciekłej oraz w postaci pary wodnej. Sformułowane przez nich równania transportu w ośrodku porowatym miały następującą postać [43,44]:

$$\begin{aligned}
& (\rho_s c_s + W_l c_l + W_v c_v) \frac{\partial T}{\partial t} + c_l T \frac{\partial W_l}{\partial t} + (c_v T + \Delta h_{lv}) \frac{\partial W_v}{\partial t} \\
& = \nabla [k \nabla T - c_l T j_l - (c_v T + \Delta h_{lv}) j_v]
\end{aligned} \tag{14}$$

$$\frac{\partial W}{\partial p_c} \frac{\partial p_c}{\partial t} = \nabla (K_l \nabla p_c) + \nabla \frac{D_v}{\mu R_v T} \left[\frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c + \left(\varphi \frac{\partial p_{sat}}{\partial T} - \frac{p_v \ln \varphi}{T} \right) \nabla T \right] \tag{15}$$

gdzie: D_v to dyfuzyjność pary wodnej (m²/s), W_l i W_v oznaczają odpowiednio zawartość objętościową wilgoci ciekłej i parowej (kg/m³).

Costa i inni [45] zaproponowali model wykorzystujący krzywą retencji oraz uwzględniający transport powietrza w ośrodku porowatym poprzez użycie prawa Darcy'ego. Model równowagowy uwzględniający transport kapilarny oraz dyfuzję pary zarówno pod wpływem gradientu zawartości wilgoci jak i temperatury został sformułowany dla materiału budowlanego przez Sereidyńskiego i innych [46]. Talukdar i inni [47] zaprezentowali model równowagowy, w którym rozpatrywano oddzielnie transport wilgoci ciekłej i pary wodnej. Model zakładał, że wilgoć ciekła jest nieruchoma.

Wyżej wymienione modele zakładały lokalną równowagę pomiędzy parą wodną a wilgocią ciekłą, to znaczy, że przemiany fazowe wilgoci (parowanie-skraplanie lub sorpcja-desorpcja) zachodzą z nieskończoną szybkością. Takie założenie umożliwia powiązanie zawartości wilgoci w materiale oraz wilgotności względnej otoczenia poprzez krzywą sorpcji i krzywą retencji.

Znając zawartość wilgoci możliwe jest wyznaczenia wilgotności względnej albo znając wilgotność względną wyznacza się zawartość wilgoci w materiale. Innymi słowy, para wodna znajduje się w stanie nasycenia w obszarze kapilarnym (uwzględniając krzywiznę porów zgodnie z prawem Kelwina) albo ma ciśnienie cząstkowe wynikające z zawartości wilgoci zaadsorbowanej przez materiał porowaty w obszarze higroskopijnym.

Założenie równowagi pomiędzy parą wodną a wilgocią ciekłą jest fundamentalne dla wymieniony wcześniej modeli. To założenie nie musi być słuszne. Busser i inni. [48] wymieniają usunięcie założenia równowagi pomiędzy fazami jako drogę do poprawy istniejących modeli. Modele nierównowagowe uwzględniają kinetykę zmiany fazy, czyli modelują prędkość, z jaką ciecz zamienia się w parę i vice versa, są wskazywane [48] jako droga dla rozwoju modeli wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych. Obecnie takie model są rzadkością.

Jeden z pierwszych modeli nierównowagowych wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych został sformułowany przez Reuge i innych [49–51]. Model ten opracowano równolegle do modelu opisanego w tej rozprawie. Zaproponowany przez Reuge i innych model [49–51] powstał przez przekształcenie równania transportu wilgoci ciekłej opracowanego przez Künzela (równanie (2)). W wyniku przekształcenia i uwzględnienia nierównowagi pomiędzy poszczególnymi fazami zaproponowano dwa równania transportu pary wodnej i wilgoci ciekłej, sprzężone członem źródłowym opisującym strumień wilgoci zmieniający fazę [49–51]:

$$\frac{\partial \varphi p_{sat}}{\partial t} - \nabla \left[\delta_v \frac{RT}{M_v} \nabla (\varphi p_{sat}) \right] = - \frac{RT}{M_v} \dot{m}_{vl} \quad (16)$$

$$\frac{\partial W_l}{\partial t} - \nabla D_l \nabla W_l = \dot{m}_{vl} \quad (17)$$

gdzie: D_l to współczynnik dyfuzyjności wilgoci ciekłej (m^2/s), $\dot{m}_{vl}$ oznacza objętościowy strumień sorpcji-desorpcji ($kg/(m^3 s)$).

Z kolei równanie energii było sformułowane w taki sam sposób, jak w modelu Künzela (równanie (1)). Reuge i inni [49–51] zaproponowali dwa sposoby obliczania objętościowego strumienia sorpcji:

$$\dot{m}_{vl} = \pm k_0 (W_{eq}(\varphi) - W)^2 \quad (18)$$

$$\dot{m}_{vl} = \left(\pm k_{01} + k_{02} \frac{\partial \varphi}{\partial t} \right) (W_{eq}(\varphi) - W)^2 \quad (19)$$

gdzie: k_0 i k_{01} są to zmienne modelowe – stałe kinetyki sorpcji ($\text{m}^3/(\text{dzień kg})$), k_{02} oznacza zmienną modelową – stałą kinetyki sorpcji (m^3/kg), W_{eq} to równowagowa zawartość wilgoci w materiale (kg/m^3).

Johannesson i inni [52–56] opracowali model nierównowagowy transportu wilgoci oraz składników rozpuszczonych w wodzie. Ich model nie uwzględniał wymiany ciepła. Autorzy wykorzystali go do analizy procesu nasycania materiału budowlanego dwutlenkiem węgla. Założono w nim liniową kinetykę zmiany fazy [54,56]:

$$\dot{m}_{vl} = k_{lv}(\varepsilon_{l,eq}(\varphi) - \varepsilon_l) \quad (20)$$

gdzie: k_{lv} to współczynnik sorpcji-desorpcji ($\text{kg}/(\text{m}^3 \text{ s})$), ε_l i $\varepsilon_{l,eq}$ oznaczają odpowiednio udział objętościowy wilgoci ciekłej i jej udział równowagowy (-).

1.2.3. Analiza literatury

Badania dotyczące bezpośredniego procesu osuszania budynków były prowadzone głównie przez dwa zespoły badawcze w Niemczech [21,22] oraz w Polsce [5,23,24]. Prace te dotyczą przede wszystkim eksperymentów przeprowadzanych w laboratorium [21,22,24] oraz monitorowania pracy urządzeń w rzeczywistych warunkach osuszania [5,23]. Tylko w jednej ze wspomnianych prac [22] zostały wykorzystane metody numeryczne w celu walidacji programu obliczeniowego. Badania eksperymentalne służyły do porównania różnych metod osuszania [21,22] lub porównania ciągłego i zmiennego profilu temperatury powietrza osuszającego [21,24]. W dwóch badaniach przeprowadzonych przez różne zespoły [22,24] wyznaczono zapotrzebowanie na energię do osuszania (w $\text{kWh}/\text{kg}_{\text{wody}}$). Jedynie w badaniach przeprowadzonych przez zespół w Niemczech [21,22] warunki w laboratorium były kontrolowane i stabilne podczas eksperymentu.

Niestety, brakuje wciąż badań porównawczych różnych strategii osuszania (np.: ciągła lub zmienna temperatura powietrza osuszającego) w kontrolowanych warunkach oraz analizy wpływu temperatury i wilgotności powietrza osuszającego na proces. Tylko w nielicznych pracach wyznaczana jest konsumpcja energii w trakcie procesu [22,24]. Brakuje prac wykorzystujących metody numeryczne do badania procesu osuszania.

Modelowanie wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych bazuje głównie na modelach równowagowych. Na przykład, model sformułowany przez Künzela [29], po drobnych modyfikacjach, był szerzej wykorzystywany przez innych autorów [36,37,39,40,42]. Z kolei, model nierównowagowy zaproponowany przez Reuga i innych [49–51] jest również

modyfikacją modelu Künzela, poprzez uwzględnienie kinetyki sorpcji-desorpcji. Transport powietrza uwzględniony jest w modelu opracowanym w ramach projektu HAMSTAD [33], ale jest ograniczony do statycznego przepływu, bez uwzględnienia akumulacji w porach. Model nierównowagowy zaproponowany przez Johannessona i innych [52–56] uwzględnia transport powietrza oraz nierównowagę pomiędzy parą wodną a wilgocią ciekłą, ale nie rozważa wymiany ciepła. Większość modeli bazuje na krzywej sorpcji i była stosowana przede wszystkim do obszaru higroskopijnego [29,36,37,39,40,46,49–51]. Model sformułowany przez Belleghema i innych [43,44] wykorzystywał krzywą retencji oraz był stosowany do modelowania procesu osuszania próbki wykonanej z cegły. Model Belleghema nie uwzględniał transportu powietrza w materiale. Model Künzela był wykorzystany do symulowania osuszania ściany murowanej [22].

Zestawiając równania transportu poszczególnych modeli (Tabela 1), widać podobieństwa i różnice pomiędzy modelami. Wszystkie modele uwzględniają dyfuzyjny transport pary wodnej (człon w postaci $\delta_v \nabla p_v$), natomiast w różny sposób symulowany jest transport wilgoci ciekłej, to znaczy stosując gradient wilgotności względnej [29,39,40] lub zawartości wilgoci, którą poprzez krzywą sorpcji sprowadza się do wilgotności względnej [49–51], albo za pomocą ciśnienia kapilarnego [33,42,43].

Tabela 1. Podsumowanie modeli wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych.

Autor	Równania transportu	Uwagi
Künzel [29]	$\frac{dH}{d\tau} \frac{\partial \tau}{\partial t} = \nabla(k \nabla \tau) + \Delta h_{lv} \nabla[\delta_v \nabla(\varphi p_{sat})]$ $\frac{dW}{d\varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \nabla[D_\varphi \nabla \varphi + \delta_v \nabla(\varphi p_{sat})]$	Model zaimplementowany w programie WUFI i EnergyPlus
Lelievre, Colinart i Glouannec [39,40]	$\rho_s(c_s + w c_l) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k \nabla T) + [\Delta h_{lv} + (c_{p,v} - c_l)(T - T_{ref})] \nabla \left(\frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} \nabla \varphi + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \frac{dp_{sat}}{dT} \nabla T \right)$ $\rho_s \frac{\partial w}{\partial \varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \nabla \left[\left(\frac{\delta_a}{\mu} p_{sat} + D_\varphi \right) \nabla \varphi + \frac{\delta_a}{\mu} \varphi \frac{dp_{sat}}{dT} \nabla T \right]$	Równania transportu tożsame z równaniami w modelu Künzela, uwzględnienie histerezy sorpcji

Ruge i inni [49–51]:	$\frac{dH}{dT} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k \nabla T) + \Delta h_{lv} \nabla[\delta_v \nabla(\varphi p_{sat})]$ $\frac{\partial \varphi p_{sat}}{\partial t} - \nabla \left[\delta_v \frac{RT}{M_v} \nabla(\varphi p_{sat}) \right] = -\frac{RT}{M_v} \dot{m}_{vl}$ $\frac{\partial W_l}{\partial t} - \nabla D_l \nabla W_l = \dot{m}_{vl}$	Nierównowagowy model Künzela
Schijndel i inni [42]	$\rho_s c_s \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \left(k \nabla T - \Delta h_{lv} \delta_v \varphi \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{p_{sat} M_v}{\rho_g \bar{R} T} \nabla p_{c,log} \right)$ $\frac{\partial W}{\partial p_c} \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{\partial p_{c,log}}{\partial t} = \nabla \left(\delta_v \varphi \frac{\partial p_{sat}}{\partial T} \nabla T - K_l \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \nabla p_{c,log} - \delta_v \varphi \frac{\partial p_c}{\partial p_{c,log}} \frac{p_{sat} M_v}{\rho \bar{R} T} \nabla p_{c,log} \right)$	Model podobny do modelu Künzela, wykorzystanie krzywej retencji zamiast krzywej sorpcji.
Projekt HAMSTAD [33]	$\frac{\partial W}{\partial t} = -\nabla \left[-\frac{\delta_a}{\mu} \nabla p_v + \frac{\rho_v}{\rho_a} j_g - K_l \nabla p_c \right]$ $\frac{\partial u}{\partial t} = -\nabla \left[-k \nabla T + h_v \left(-\frac{\delta_a}{\mu} \nabla p_v + \frac{\rho_v}{\rho_g} j_g \right) - h_l (K_l \nabla p_c) + h_a \frac{\rho_a}{\rho_g} j_g \right] + \sum \dot{u}$ $0 = \nabla \rho_g [K_g (\nabla p_g + \rho_g g)]$	Model zaimplementowany w programie DELPHIN.
Bellegheem i inni [43,44]	$(\rho_s c_s + W_l c_l + W_v c_v) \frac{\partial T}{\partial t} + c_l T \frac{\partial W_l}{\partial t} + (c_v T + \Delta h_{lv}) \frac{\partial W_v}{\partial t} = \nabla [k \nabla T - c_l T j_l - (c_v T + \Delta h_{lv}) j_v]$ $\frac{\partial W}{\partial p_c} \frac{\partial p_c}{\partial t} = \nabla (K_l \nabla p_c) + \nabla \frac{D_v}{\mu R_v T} \left[\frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c + \left(\varphi \frac{\partial p_{sat}}{\partial T} - \frac{p_v \ln \varphi}{T} \right) \nabla T \right]$	Model wykorzystany do symulacji osuszania cegły.

Podsumowując, większość stosowanych modeli opiera się na modelu Künzela i zakłada równowagę pomiędzy wilgocią ciekłą i parową. W dwóch modelach [49–56] uwzględniona jest

nierównowaga pomiędzy fazami (wilgoć związana/ciekła – para wodna). Transport powietrza jest częściowo uwzględniony w modelu zaproponowany w projekcie HAMSTAD [33] oraz przez Costę i innych [45]. Tylko dwa modele były użyte do symulowania procesu osuszania: model Künzela [29] i model Belleghema i innych [43,44]. Oba modele są równowagowe i nie uwzględniają transportu powietrza. Busser i inni [48], analizując szereg modeli wymiany ciepła i wilgoci, wyróżnili czynniki, które powinni być uwzględnione w celu poprawy dokładności modelu wymiany ciepła i wilgoci w materiale budowlanym. Są to transport powietrza, nierównowaga pomiędzy wilgocią ciekłą i parą wodną oraz zjawiska mikroskalowe.

1.3. Oryginalność zaproponowanych metod

W rozprawie zaproponowano oryginalny model nierównowagowy wymiany ciepła i wilgoci w porowatych materiałach budowlanych. Zwalidowano opracowany model na autorskim stanowisku eksperymentalnym. Wykorzystano model do przeprowadzenia symulacji numerycznych procesu osuszania ściany. Wykorzystano model do poprawy efektywności energetycznej procesu poprzez zmianę parametrów powietrza użytego do osuszania ściany.

Zaproponowany w rozprawie model wymiany ciepła, powietrza i wilgoci w materiale budowlanym uwzględnia transport powietrza przez ośrodek porowaty oraz nierównowagę pomiędzy wilgocią ciekłą oraz parą wodną. Modele wykorzystane do tej pory w celu symulacji procesu osuszania zakładały równowagę pomiędzy fazami wilgoci oraz pomijały transport powietrza [29,43,44]. Modele nierównowagowe były wykorzystywane w obszarze higroskopijnym (wilgoć w postaci związanej) [49–51] albo do symulowania procesu karbonizacji cementu, w którym wymiana ciepła nie była uwzględniana [52–56]. Zastosowanie modelu nierównowagowego do symulacji wymiany ciepła i wilgoci podczas procesu osuszania jest oryginalnym rozwiązaniem i do tej pory nie było prezentowane. Model nierównowagowy może być dokładniejszy od modelu równowagowego co sugerują Busser i inni [48], szczególnie w obszarach gdzie występują znaczące gradienty temperatury czy wilgotności, na przykład w pobliżu powierzchni, z której następuje odparowanie. Opracowany model został z walidowany na autorskim stanowisku badawczym.

Modelowanie numeryczne nie było stosowane do optymalizacji procesu osuszania ścian budynków. Było jedynie sporadycznie wykorzystywane do analiz procesu osuszania budynków. Wykorzystanie wspomnianego modelu do analizy przebiegu i energochłonności procesu jest kolejnym oryginalnym wkładem w rozwój dyscypliny. W literaturze brakuje prac związanych z porównaniem metod prowadzenia procesu, to znaczy osuszania prowadzonego

ze stałą temperaturą, zmienną lub przemienną, oraz wpływu strategii osuszania na energochłonności procesu. Brakuje również prac uwzględniających różną zawartość wilgoci w powietrzu użytym do osuszania (prowadzenie procesu w różnych porach roku). Symulacje numeryczne z wykorzystaniem opracowanego modelu umożliwiają efektywną analizę procesu bez konieczności stosowania kosztownych i czasochłonnych prac eksperymentalnych.

Rozdział 2.

Cel i zakres pracy

Celem pracy jest sformułowanie nierównowagowego modelu wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych oraz zastosowanie tego modelu do analizy energochłonności procesu osuszania ścian. Sformułowano etapy potrzebne do osiągnięcia celu badawczego. Określono następujące kroki rozwoju modelu: sformułowanie matematyczne modelu, implementacja modelu w oprogramowaniu ANSYS Fluent, weryfikacja modelu z wykorzystaniem rozwiązań z literatury, zaprojektowanie oraz wykonanie stanowiska eksperymentalnego w celu walidacji modelu, wykonanie pomiarów na stanowisku i walidacja modelu dla symulacji procesu osuszania próbki z materiału budowlanego. Prace związane z rozwojem modelu były prowadzone w ramach realizacji dwóch projektów badawczych: NCBiR POIR.04.01.02-00-0099/16 „Opracowanie innowacyjnej technologii osuszania i izolowania murów” (*DryWall*) oraz NCN Preludium 2020/37/N/ST8/04203 „Opracowanie nierównowagowego modelu wymiany ciepła, powietrza i wilgoci w materiałach budowlanych z biokomponentami”.

Określono następujące etapy potrzebne do wykonania analizy procesu osuszania ściany: wykonanie geometrii i siatki obliczeniowej fragmentu ściany, opracowanie modelu numerycznego w programie ANSYS Fluent, przeprowadzenie analizy procesu osuszania dla różnych (stałych) temperatur prowadzenia procesu (20-60°C) oraz różnych zawartości wilgoci w powietrzu dla odpowiednich pór roku w Polsce, a także przeprowadzenie analizy procesu osuszania dla zmiennych profili temperatury, analiza otrzymanych wyników pod kątem energochłonności prowadzonego procesu oraz zaproponowanie nowych warunków prowadzenia procesu. Symulacje osuszania ściany zostały przeprowadzone w ramach realizacji projektu badawczego *DryWall*.

Rozdział 3.

Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material – Artykuł I

W pierwszym artykule sformułowałem nierównowagowy model wymiany ciepła i wilgoci w porowatym materiale budowlanym. Następnie zaimplementowałem model w oprogramowaniu ANSYS Fluent, dzięki zaawansowanym funkcjom użytkownika, takim jak User-Defined Function (UDF), User-Defined Scalar (UDS) i User-Defined Memory (UDM). Oprogramowanie ANSYS Fluent nie umożliwia bezpośredniego symulowania procesu osuszania (brak wbudowanego modelu), ale pozwala wprowadzić własne równania transportu skalara (UDS). Oprogramowanie posłużyło więc jako platforma do tworzenia geometrii, siatki obliczeniowej oraz rozwiązywania własnych zaimplementowanych równań transportowych. Implementacja modelu wymagała utworzenia plików zawierających funkcję i zmienne napisane w języku programowania C. Następnie program kompilował plik zawierający UDFy i umożliwiał rozwiązanie zdefiniowanych równań (UDS). Model zweryfikowałem i porównałem z wynikami uzyskiwanymi przez dwa modele równowagowe. Do weryfikacji zostały wykorzystane dane prezentowane w rozprawie doktorskiej van Belleghema [57].

3.1. Model matematyczny

Opracowany model składał się z trzech równań skalarnych: równania ciągłości pary wodnej, równania ciągłości wilgoci w postaci ciekłej oraz równania energii, które były następujące:

$$\frac{\partial \varepsilon_g \rho_v}{\partial t} = \nabla j_v + \dot{m}_{lv} \quad (21)$$

$$\frac{\partial \varepsilon_l \rho_l}{\partial t} = \nabla j_l - \dot{m}_{lv} \quad (22)$$

$$\frac{\partial (\rho c)_{ef} T}{\partial t} + \nabla (j_l h_l) + \nabla (j_v h_v) + \nabla (j_a h_a) = \nabla k_{ef} \nabla T - \dot{m}_{lv} \Delta h_{lv} \quad (23)$$

gdzie: k_{ef} oznacza efektywny współczynnik przewodzenia ciepła (W/(m K)), $(\rho c)_{ef}$ to efektywna pojemność cieplna (J/K).

Strumienie masowe w równaniach (21)-(23) zostały określone następująco:

$$j_v = -D_{v,ef} \nabla \rho_v \quad (24)$$

$$j_a = -j_v \quad (25)$$

$$j_l = K_l \nabla p_c \quad (26)$$

Należy zauważyć, że wilgoć ciekła przepływa z obszaru o niższym ciśnieniu kapilarnym do obszaru o wyższym ciśnieniu (równanie (26)). Jest to związane z tym, że w obszarach o niższej zawartości wilgoci ciśnienie kapilarne jest wyższe – patrz Rysunek 3. Transport dyfuzyjny pary wodnej, dany równaniem (24), jest przybliżoną formą prawa Ficka, które ma postać:

$$j_v = -\rho_g D_{v,ef} \nabla Y_v \quad (27)$$

gdzie: Y_v to udział masowy pary wodnej (-).

Przekształcając prawo Ficka (równanie (27)) do postaci z gradientem gęstości otrzymano:

$$\begin{aligned} j_v = -\rho_g D_{v,ef} \nabla Y_v &= -\rho_g D_{v,ef} \nabla \frac{\rho_v}{\rho_g} = -\frac{\rho_g D_{v,ef} \nabla \rho_v}{\rho_g} + \frac{\rho_g \rho_v D_{v,ef} \nabla \rho_g}{\rho_g^2} = \\ &= -D_{v,ef} \nabla \rho_v + Y_v D_{v,ef} \nabla \rho_g \end{aligned} \quad (28)$$

Należy zauważyć, że udział masowy pary wodnej (Y_v) w powietrzu jest bardzo mały, przykładowo dla warunków 20°C i 50% wilgotności względnej wynosi 0.0072, stąd zaniedbałem w modelu człon $Y_v D_{v,ef} \nabla \rho_g$ jako nieistotny w transporcie pary wodnej.

Efektywną pojemność cieplną zdefiniowałem jako:

$$(\rho c)_{ef} = \varepsilon_s \rho_s c_s + \varepsilon_l \rho_l c_l + \varepsilon_g \rho_a c_{p,a} + \varepsilon_g \rho_v c_{p,v} \quad (29)$$

Założyłem liniową kinetykę odparowania-kondensacji, formułując nierównowagowy człon zmiany fazy następująco:

$$\dot{m}_{lv} = \begin{cases} h_{vl} a_s \frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_p} (\rho_{v,sat} - \rho_v) & \text{dla odparowania} \\ h_{vl} a_s (\rho_{v,sat} - \rho_v) & \text{dla skraplania} \end{cases} \quad (30)$$

gdzie: a_s to objętościowa powierzchnia właściwa (1/m), h_{vl} oznacza objętościowy współczynnik wymiany masy wewnątrz porów (m/s), ε_p to udział objętościowy porów (-), $\rho_{v,sat}$ oznacza gęstość pary wodnej przy ciśnieniu nasycenia (kg/m³).

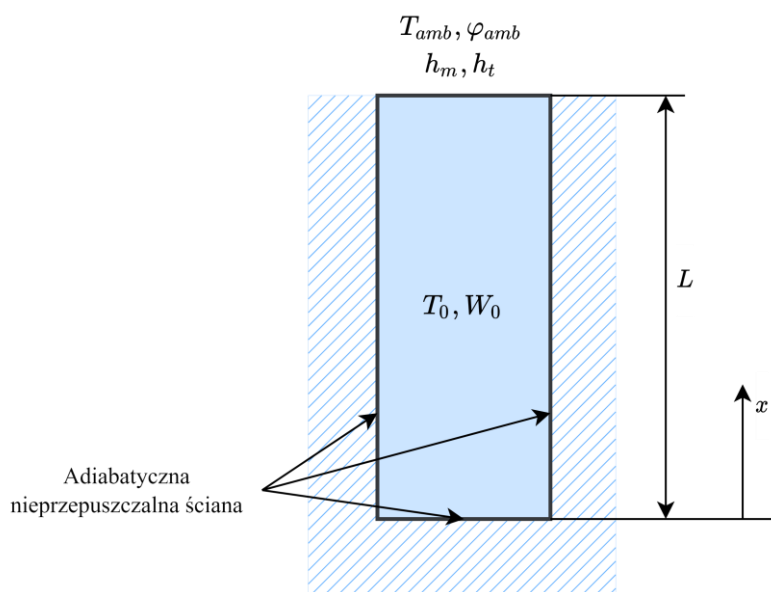
Model uzupełniony jest o szereg zależności domykających, właściwości materiałowych, między innymi o krzywą retencji potrzebną do wyznaczenia ciśnienia kapilarnego. Z kolei

ciśnienie nasycenia, obliczane na podstawie temperatury, było modyfikowane przez równanie Kelwina – równanie (7). Szczegóły podano w Artykule I.

Powyższy model został zaimplementowany w oprogramowaniu ANSYS Fluent przy użyciu zaawansowanych funkcji użytkownika (UDF, UDS i UDM).

3.2. Analizowany przypadek

Wybrałem do weryfikacji przypadek opisany w rozprawie doktorskiej van Belleghema [57]. Geometria, warunki brzegowe i początkowe jak również właściwości materiałowe wynikały z opisu zawartego w referencyjnym przypadku [57]. Zweryfikowałem opracowany model z obliczeniami wykonanymi dwoma modelami równowagowymi. Analizowałem przypadek, zgodnie z opisem zawartym w pracy van Belleghema [57], osuszania cegły o wysokości 3 cm nasyconej wodą, której górna ścianka miała kontakt z przepływającym powietrzem, a pozostałe powierzchnie były adiabatyczne i nieprzepuszczalne dla wody i powietrza – patrz Rysunek 4.



Rysunek 4. Schemat analizowanej cegły razem z warunkami brzegowymi i początkowymi.

Sformułowałem warunki brzegowe w zależności od poziomu nasycenia materiału wilgocią. Dla wysokiego nasycenia wodą (powyżej 25%) założyłem, że woda w postaci ciekłej dopływa do brzegu materiału i odparowuje (występuje wilgoć w formie ciągłej [58]), natomiast dyfuzja pary wodnej do brzegu próbki jest pomijalna. Jeśli nasycenie wilgoci na brzegu spadało poniżej 25% założyłem, że wilgoć w postaci ciekłej traci ciągłość w materiale, to znaczy występuje lokalnie w postaci kropeł wypełniających pory (wilgoć w formie rozproszonej [58]), i nie

przemieszcza się w kierunku brzegu, stąd transport masy występuje na drodze dyfuzji pary. Nasycenie wilgocią zdefiniowałem jako:

$$s = \frac{\varepsilon_l}{1 - \varepsilon_s} \quad (31)$$

gdzie: s nasycenie materiału wilgocią (-).

Przy tak postawionych założeniach oraz zakładając konwekcyjną i radiacyjną wymianę ciepła zgodnie z przypadkiem referencyjnym [57], warunki brzegowe dla nasyconego materiału ($s > 0.25$) miały następującą formę:

$$j_{v,w} = 0 \quad (32)$$

$$j_{l,w} = h_m \left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{amb} \right) \quad (33)$$

$$q_w = h_t(T_w - T_{amb}) + \frac{\sigma(T_w^4 - T_{amb,rad}^4)}{\frac{1}{\varepsilon_w} - \frac{1}{\varepsilon_{amb}} - 1} + \Delta h_{lv} j_{l,w} \quad (34)$$

gdzie: h_m oznacza współczynnik wymiany masy na powierzchni próbki ($\text{kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$), h_t to współczynnik przejmowania ciepła na powierzchni próbki ($\text{W}/(\text{m}^2 \text{ K})$), $j_{l,w}$ i $j_{v,w}$ oznaczają odpowiednio strumień wilgoci ciekłej i pary wodnej na brzegu materiału ($\text{kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$), q_w oznacza gęstość strumienia ciepła na brzegu materiału (W/m^2), T_{amb} , $T_{amb,rad}$ i T_w to odpowiednio temperatura otoczenia, temperatura otoczenia, do którego następuje wymiana ciepła na drodze radiacji oraz temperatura na brzegu próbki (K), Y_{amb} oznacza udział masowy pary wodnej w powietrzu zewnętrznym (-), ε_{amb} i ε_w to odpowiednio emisyjność otoczenia i emisyjność powierzchni materiału (-), $\rho_{v,w}$ i $\rho_{g,w}$ oznaczają kolejno gęstość pary wodnej oraz powietrza wilgotnego na brzegu materiału (kg/m^3), σ to stała Stefana-Boltzmana ($5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K}^4)$).

Przy niskim nasyceniu ośrodka wilgocią ($s \leq 0.25$) określiłem warunki brzegowe jako:

$$j_{v,w} = h_m \left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{amb} \right) \quad (35)$$

$$j_{l,w} = 0 \quad (36)$$

$$q_w = h_t(T_{amb} - T_w) + \frac{\sigma(T_{amb,rad}^4 - T_w^4)}{\frac{1}{\varepsilon_w} - \frac{1}{\varepsilon_{amb}} - 1} \quad (37)$$

Założyłem parametry warunku brzegowego zgodnie z opisem przypadku referencyjnego [57]:

- temperatura otoczenia (T_{amb}) – 23.8°C,
- temperatura otoczenia dla wymiany ciepła na drodze radiacji ($T_{amb,rad}$) – 23.3°C,
- wilgotność względna (φ_{amb}) – 44%,
- współczynnik wymiany masy (h_m) – 0.0258 kg/(m² s),
- współczynnik przejmowania ciepła (h_t) – 22.5 W/(m² K),
- emisyjność powierzchni próbki (ε_w) – 0.93,
- emisyjność otoczenia (ε_{amb}) – 0.97.

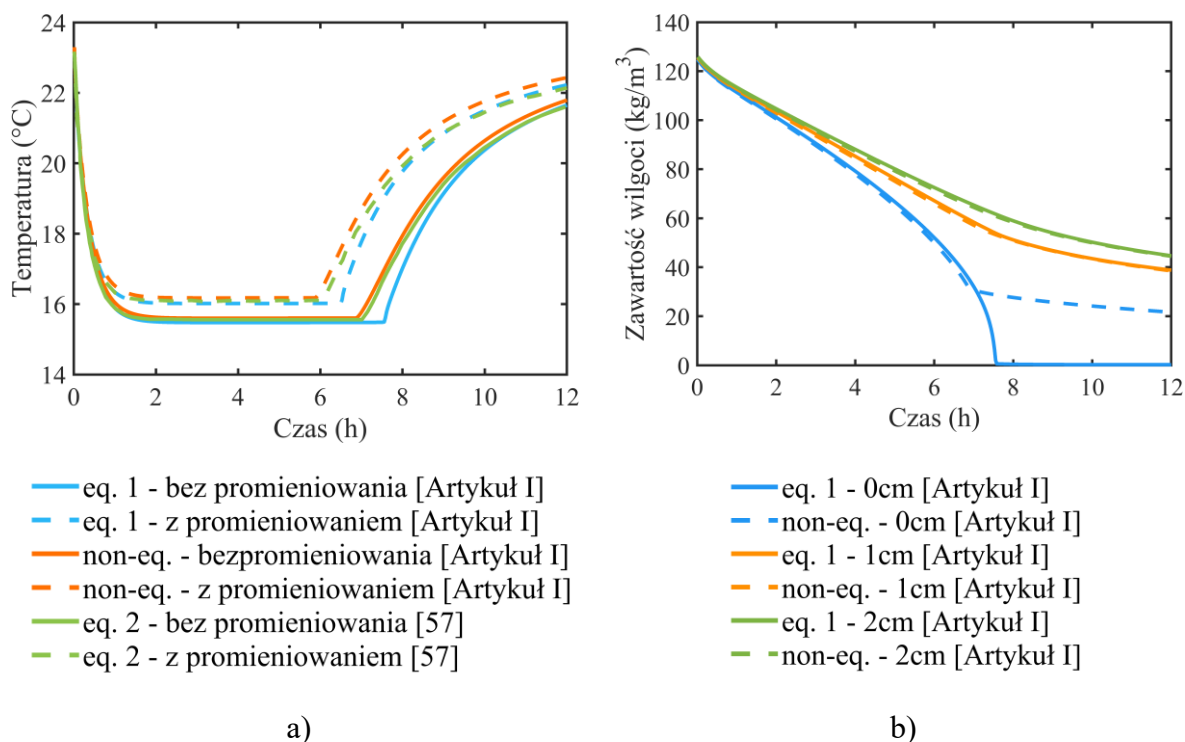
Na początku obliczeń przyjąłem, równomierny rozkład temperatury (T_{init}) i wilgoci w materiale (W_{init}) odpowiednio wynoszące 23.8°C i 126.1 kg/m³ [57].

Przeprowadziłem symulację dla procesu trwającego 12 godzin. Wykonałem testy niezależności siatki i kroku czasowego, następnie zrealizowałem symulacje dla kroku czasowego wynoszącego 5 s i siatki liczącej 60 elementów. Wymienione symulacje zostały przeprowadzone przy uwzględnieniu i pominięciu wymiany ciepła na drodze radiacji, tak jak w przypadku referencyjnym [57].

3.3. Wyniki

Obliczenia zostały porównane z dwoma modelami równowagowymi opisanymi w [Artykuł I] oraz przez van Belleghema [57]. Wyniki uzyskane wszystkimi trzema modelami były podobne – Rysunek 5. Na początku procesu osuszania temperatura cegły gwałtownie spadała na skutek odparowania wody blisko powierzchni, aby po około godzinie ustabilizować się (Rysunek 5a). Temperatura stabilizacji zależała od warunków wymiany ciepła i masy, to znaczy była to temperatura, przy której strumień ciepła dostarczanego do brzegu (na drodze przejmowania oraz promieniowania) równoważył strumień ciepła odparowującej wody. Wraz ze spadkiem temperatury maleje intensywność parowania, a wzrasta wymiany ciepła. W związku z tym temperatura stabilizacji w przypadku z uwzględnieniem promieniowania cieplnego jest wyższa niż bez promieniowania oraz czas trwania stabilizacji jest krótszy w porównaniu do przypadku bez promieniowania. Podczas procesu osuszania maleje zawartość wilgoci oraz nasycenie wilgocią na brzegu – patrz Rysunek 5b, który przedstawia obliczoną zawartość wilgoci w odległości 0 cm (brzeg), 1 cm i 2 cm od brzegu obszaru dla dwóch modeli: równowagowy i nierównowagowy. Gdy nasycenie spadło poniżej wartości $s = 0.25$,

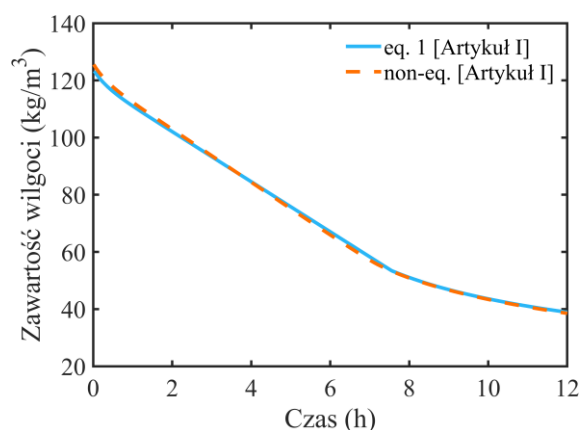
następowała zmiana warunków brzegowych, co skutkowało wzrostem symulowanej temperatury. Podobny wzrost był przewidywany przez wszystkie modele. Wcześniejszy wzrost temperatury (przypadek z promieniowaniem) oznaczał, że powierzchnia materiału szybciej stawała się względnie sucha.



Rysunek 5. Wyniki przeprowadzonych symulacji: a) przebiegi temperatury na głębokości 1 cm dla przypadków z i bez uwzględniania promieniowania cieplnego, b) przebiegi zawartości wilgoci na powierzchni materiału oraz na głębokości 1 i 2 cm przy pominięciu promieniowania cieplnego (eq. 1 – model równowagowy [Artykuł I], eq. 2 – model równowagowy [57], non-eq. – opracowany model nierównowagowy [Artykuł I]).

Oba modele (model równowagowy [Artykuł I] i opracowany w pracy nierównowagowy) w podobny sposób symulowały spadek zawartości wilgoci w materiale (Rysunek 5b). Największe różnice w przebiegu pomiędzy modelami zostały odnotowane na powierzchni próbki. Związane jest to z różnym sformułowaniem warunków brzegowych. Model nierównowagowy przy nasyceniu wilgocią poniżej 0.25 zakładał brak dopływu wilgoci ciekłej do brzegu materiału, natomiast model równowagowy uwzględniał dopływ wilgoci aż do odparowania całej wody. Wynikało to z innych sformułowań modeli. W efekcie różnych założeń i sformułowania, model równowagowy symulował nieco dłuższy proces stabilizacji temperatury (Rysunek 5a). Pomimo tych różnic, przebiegi zawartości wilgoci wewnątrz materiału były do siebie bardzo zbliżone (Rysunek 5b).

Rozważając całkowitą zawartość wilgoci w materiale (Rysunek 6), nie zauważono znaczących różnic pomiędzy modelami.



Rysunek 6. Przebieg całkowitej zawartości wilgoci w cegle (eq. 1 – model równowagowy [Artykuł I], non-eq. – opracowany model nierównowagowy [Artykuł I]).

Podczas wykonywania symulacji określono współczynnik wymiany masy wewnątrz porów (h_{vl}) na poziomie $2 \cdot 10^{-5}$ m/s.

3.4. Wnioski

Zweryfikowałem model nierównowagowy przy użyciu dwóch różnych modeli równowagowych opisanych w [Artykuł I] oraz [57]. Nie zauważyłem znaczących różnic pomiędzy modelami, co świadczy o poprawności sformułowania i implementacji zaproponowanego przeze mnie modelu nierównowagowego. W celu dalszej oceny poprawności działania modelu potrzebne jest przeprowadzenie eksperymentu walidacyjnego, który opisano w dalszej części pracy. Również należy przeanalizować sposób sformułowania warunku brzegowego i gwałtownego wyłączenia odparowania na brzegu obszaru.

Rozdział 4.

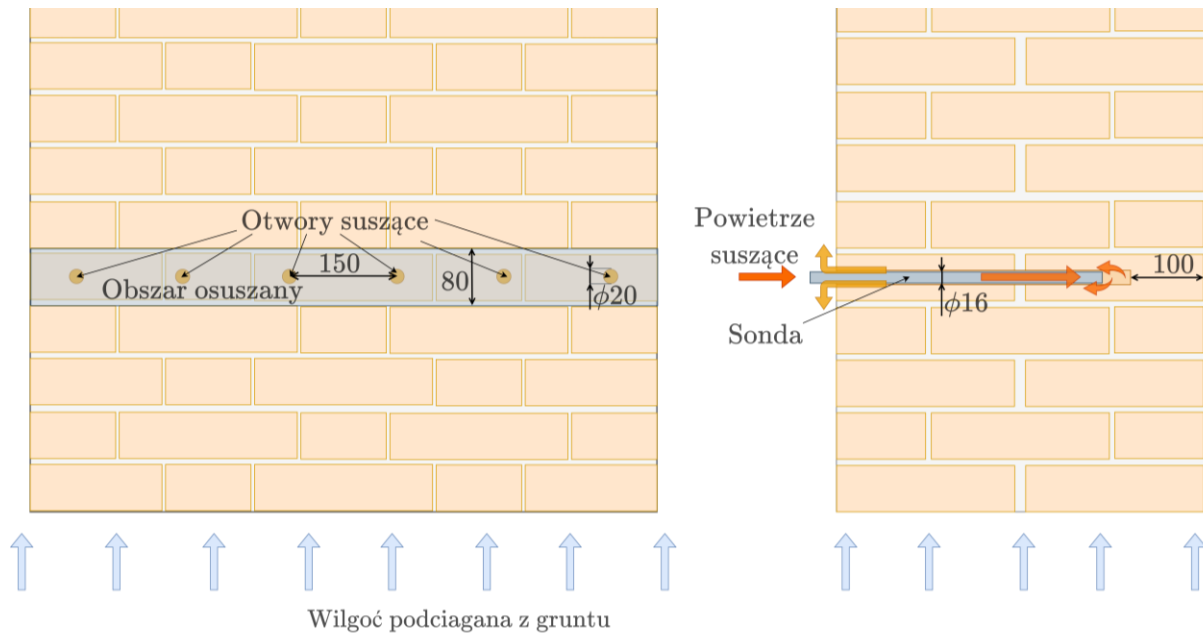
Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in Polish climatic conditions – Artykuł II

Wykorzystałem opracowany przeze mnie model wymiany ciepła i wilgoci do przeprowadzenia symulacji procesu osuszania fragmentu ściany. Model przetestowałem na danych literaturowych oraz zmodyfikowałem sformułowanie warunków brzegowych w celu uniknięcia modelowania gwałtownego zakończenia parowania z powierzchni materiału (przełączenia między transportem kapilarnym wody a dyfuzyjnym pary na brzegu gdy $s = 0.25$) [59]. Na tym etapie rozwoju modelu nie dysponowałem danymi eksperymentalnymi w celu walidacji, jednak model został wcześniej zweryfikowany za pomocą modelu równowagowego [Artykuł I] oraz porównany z danymi literaturowymi [57], dlatego przystąpiłem do wykonania symulacji procesu osuszania.

4.1. Analizowany obiekt

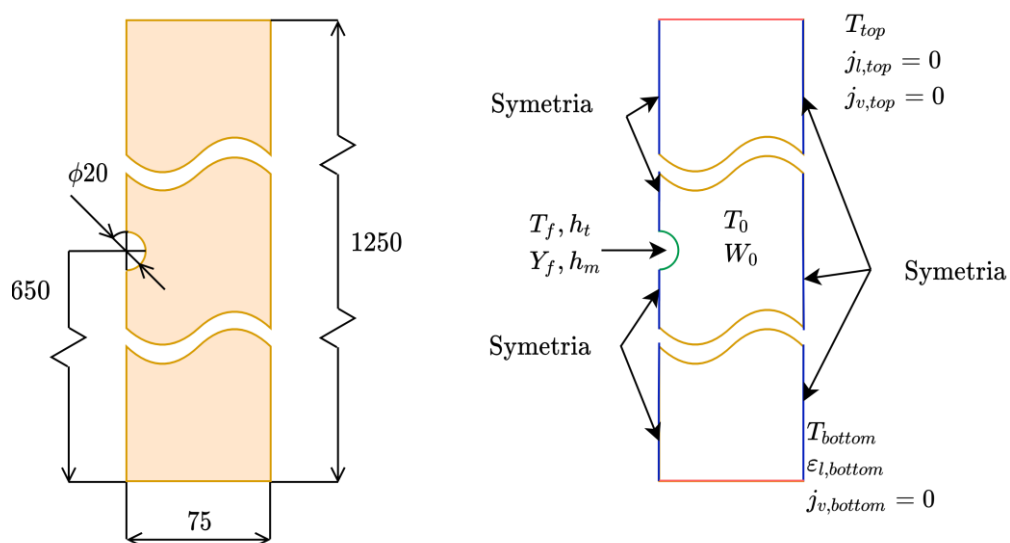
Przeanalizowałem osuszanie fragmentu ściany przy wykorzystaniu metody termoiniekcji [5], czyli osuszania przez dostarczanie ciepłego powietrza do wnętrza ściany – patrz Rysunek 7. Założyłem, że analizowany fragment muru ma kontakt z gruntem, z którego woda cały czas przenika do wnętrza muru.

Wymiary otworów suszących, jak i ich odstępów założyłem na podstawie praktyki stosowanej przy tym procesie osuszania ścian. Zawartość wilgoci analizowałem w obszarze o wysokości 8 cm, czyli 4 cm w górę i w dół od osi rozłożenia otworów. Jest to obszar oddziaływania cieplnego w trakcie osuszania metodą termoiniekcji obserwowany w praktyce [23].



Rysunek 7. Schemat analizowanego fragmentu ściany, wymiary w milimetrach.

Analizowaną geometrię uprościłem do przypadku 2D, który jest wycinkiem ściany od osi otworu do połowy odległości do kolejnego otworu (Rysunek 8). Założyłem, że materiał jest jednorodny, to znaczy nie uwzględniałem struktury muru oraz zaprawy. Odległość pomiędzy otworem a dolnym brzegiem określiłem jako 650 mm w celu ograniczenia nadmiernego wpływu podciągania wilgoci z dolnego brzegu na proces osuszania. Geometrię oraz siatkę obliczeniową przygotowałem odpowiednio w ANSYS Workbench Design Modeler oraz w ANSYS Workbench Meshing.



Rysunek 8. Uproszczona geometria obliczeniowa oraz warunki brzegowe, wymiary w milimetrach.

Temperaturę początkową (T_{init}) określiłem jako 15°C, a początkową zawartość wilgoci (W_{init}) jako 310 kg/m³. Na górnej i dolnej powierzchni obszaru obliczeniowego założyłem stałą w trakcie całego procesu temperaturę (T_{top} oraz T_{bottom}) wynoszącą 15°C. Założona temperatura odpowiada wartościom odnotowywanym w osuszanych piwnicach. Na górnej powierzchni przyjąłem, że nie występuje wymiana wilgoci z otoczeniem, natomiast na dolnym brzegu przyjąłem stały udział objętościowy cieczy ($\varepsilon_{l,bottom}$), wynoszący 0.31, co odpowiadało pełnemu nasyceniu wilgocią, oraz brak transportu parowego (Rysunek 8). Na powierzchni otworu suszącego założyłem następujące konwekcyjne warunki brzegowe:

$$(-D_{v,ef} \nabla \rho_v)_w = (1 - \theta) h_m \left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{air} \right) \quad (38)$$

$$(K_l \nabla p_c)_w = \theta h_m \left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{air} \right) \quad (39)$$

$$(-k_{ef} \nabla T)_w = h_t (T_w - T_{air}) + \Delta h_{lv} (K_l \nabla p_c)_w \quad (40)$$

gdzie: T_{air} to temperatura powietrza suszącego (K), Y_{air} to udział masowy pary w powietrzu suszącym (-) oraz θ oznacza funkcję przełączającą pomiędzy transportem parowym a kapilarnym na brzegu (-), która została wprowadzona w celu wygładzenia przełączenia między transportem kapilarnym wody a dyfuzyjnym pary na brzegu, gdy $s = 0.25$.

Wartość funkcji przełączającej była obliczana na podstawie wzoru:

$$\theta = \sin^2 \left(\frac{\pi}{2} \frac{W}{W_{cap}} \right) \quad (41)$$

gdzie: W_{cap} to maksymalne nasycenie wilgocią na drodze podciągania kapilarnego (kg/m³).

Zawartość wilgoci w powietrzu wykorzystanym do osuszania założyłem na podstawie średnich warunków atmosferycznych panujących w Warszawie podczas zimy, wiosny, lata i jesieni (Tabela 2) – w metodzie termoiniekcji do osuszania wykorzystuje się bezpośrednio powietrze z otoczenia. W symulacjach założyłem stałą temperaturę powietrza suszącego podczas całego procesu. Dla każdej pory roku przeanalizowałem pięć temperatur osuszania: 20, 30, 40, 50 oraz 60°C. Wartość współczynnika przejmowania ciepła w otworze suszącym oszacowałem na podstawie formuły Gnielińskiego dla przepływu pierścieniowego [60]. Współczynnik wymiany masy obliczyłem na podstawie analogi Chiltona-Colburna [60]. Oszacowane wartości współczynników wyniosły odpowiednio 37.72 W/(m² K) dla współczynnika przejmowania ciepła (h_t) oraz 0.0384 kg/(s m²) dla współczynnika wymiany

masy (h_m). Pozostałe dane niezbędne do wykonania symulacji są szczegółowo zaprezentowane w Artykule II.

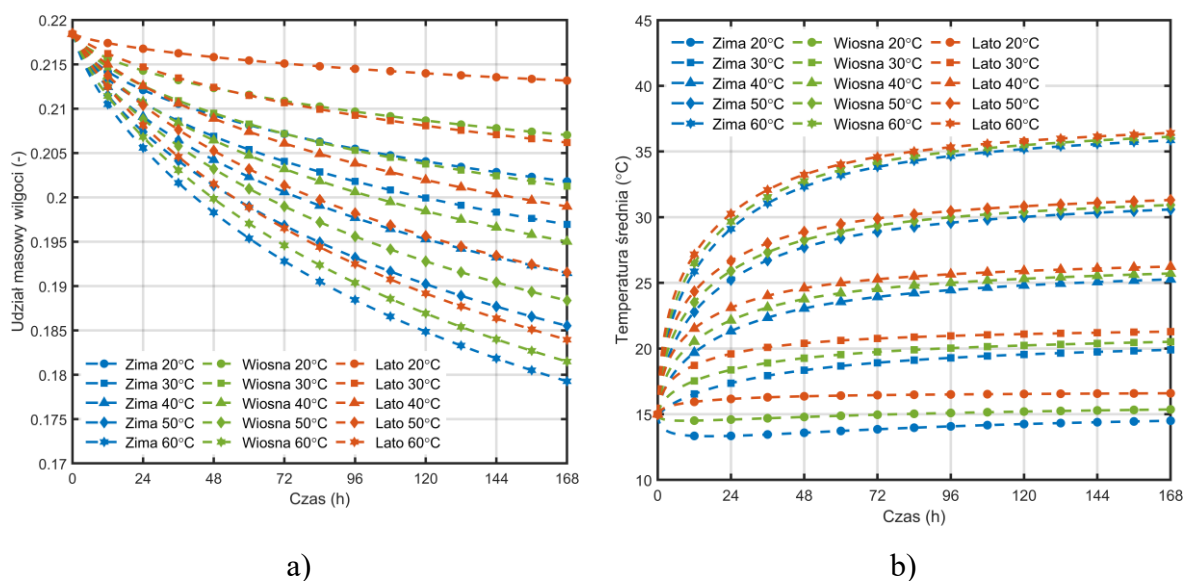
Tabela 2. Średnie warunki atmosferyczne dla Warszawy.

Pora roku	Temperatura (°C)	Wilgotność względna (%)	Udział masowy pary (-)
Zima	-0.42	86.2	0.00030
Wiosna	7.67	73.2	0.00481
Lato	17.63	74.8	0.00948
Jesień	7.97	84.3	0.00566

4.2. Analiza wyników

Sumarycznie przeprowadziłem 20 symulacji dla tygodniowego procesu osuszania muru, które szczegółowo opisałem w Artykule II. Ten rozdział zawiera syntetyczne streszczenie uzyskanych rezultatów. Wyniki dla wiosny oraz jesieni były do siebie bardzo zbliżone ze względu na podobny średni udział masowy pary wodnej w powietrzu tj.: 0.00481 dla wiosny oraz 0.00566 dla jesieni, dlatego prezentuję wyniki jedynie dla wiosny.

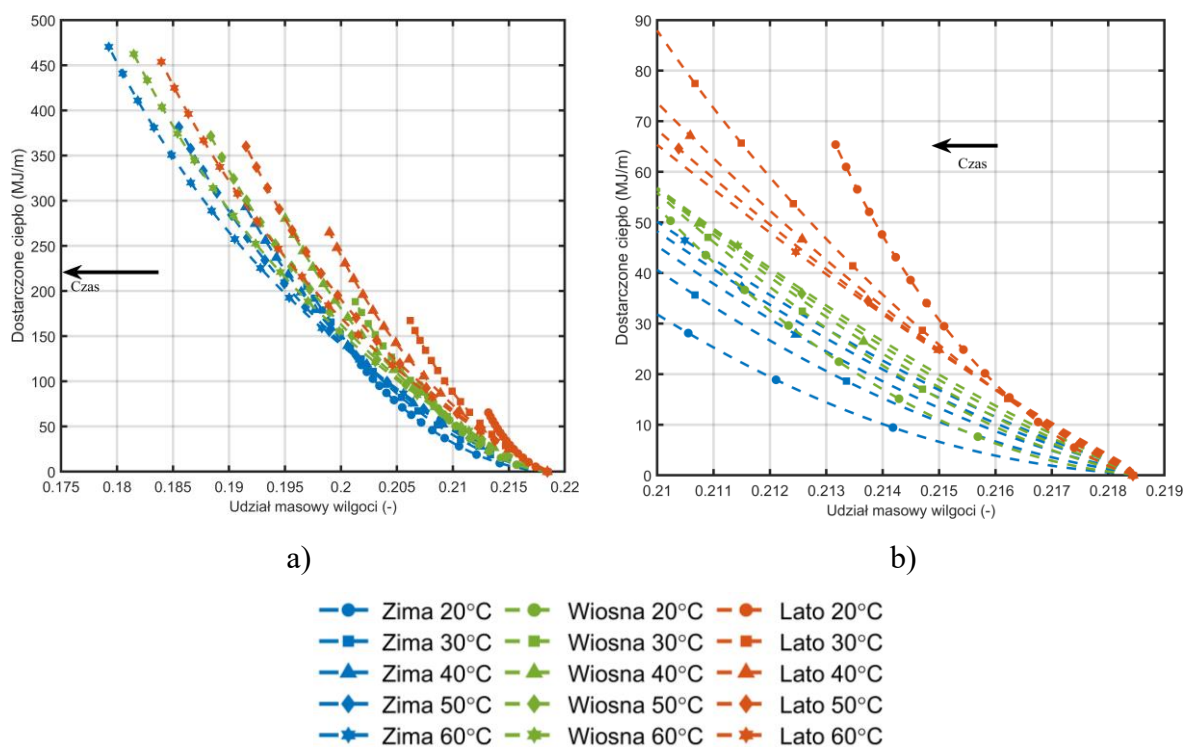
Spadek zawartości wilgoci (Rysunek 9a) w obszarze osuszonym zależał od temperatury oraz zawartości wilgoci w powietrzu. Wraz ze wzrostem temperatury i spadkiem zawartości wilgoci powietrza osiągnano niższe wartości udziału masowego wilgoci w osuszonym murze. Zawartość wilgoci w powietrzu miała duży wpływ na wyniki przy niskich temperaturach (20°C, 30°C), natomiast przy wyższych temperaturach różnice pomiędzy porami roku były mniejsze. Średnia temperatura w obszarze suszącym stabilizowała się pod koniec symulacji (Rysunek 9b). Temperatura ta była niższa niż temperatura powietrza użytego do osuszania. Średnia temperatura muru osiągnana przy niższych zawartościach wilgoci (zima) w powietrzu była niższa niż przy wyższych zawartościach (lato). Przy wyższych temperaturach (50°C, 60°C) różnice pomiędzy porami roku (wilgotnościami powietrza) były mniejsze niż przy niższych (20°C, 30°C). Dla zimy i wiosny, przy osuszaniu powietrzem z temperaturą 20°C, średnia temperatura w strefie osuszanej w pierwszych godzinach procesu spadała poniżej temperatury początkowej na skutek intensywnego odparowywania wilgoci w murze przy niewielkim dostarczaniu ciepła przez powietrze suszące.



Rysunek 9. a) Przebieg czasowy udziału masowego wilgoci w obszarze osuszającym, b) przebieg czasowy średniej temperatury muru w obszarze osuszającym dla różnych pór roku i temperatur powietrza osuszającego.

Obliczyłem zapotrzebowanie na energię potrzebną do osuszenia w odniesieniu do metra długości ściany. Energię wyznaczyłem na podstawie ciepła przekazanego przez powietrze suszące do ściany. Wyniki porównałem w odniesieniu do zawartości wilgoci w obszarze osuszającym, uzyskując energię potrzebną do osuszenia ściany do danego poziomu zawartości wilgoci – patrz Rysunek 10. Energia potrzebna do osuszania przy niższych zawartościach wilgoci w powietrzu (zima) była niższa niż przy wysokich (lato). Przyczyną takiego wyniku może być niższa średnia temperatura muru osiągnięta zimą w porównaniu do lata (Rysunek 9b), co powoduje, że mniej energii potrzebne jest do ogrzania ściany.

Na początku procesu, osuszanie niższą temperaturą wymagało dostarczenia mniejszej ilości energii, aby osiągnąć taki sam udział masowy wilgoci w murze (Rysunek 10b). Taka zależność występuje zarówno dla lata, wiosny jak i zimy, z tą różnicą, że dla zimy lepsza efektywność jest uzyskiwana dla niższych zawartości wilgoci w powietrzu w porównaniu do wiosny i lata. Wraz ze spadkiem zawartości wilgoci w ścianie osuszanie z wyższą temperaturą powietrza suszącego było bardziej efektywne (Rysunek 10a).



Rysunek 10. a) Zapotrzebowanie na energię potrzebną do osuszania muru, b) zbliżenie dla wysokich zawartości wilgoci dla różnych pór roku i temperatur powietrza osuszającego (znaczniki umieszczono co 12 h procesu).

4.3. Wnioski

Uzyskane wyniki [Artykuł II] wskazywały, że w przypadku dużych zawartości wilgoci w murze (np.: na początku procesu) osuszanie z wysoką temperaturą (60°C) może być nieefektywne, a zastosowanie niższych temperatur powietrza osuszającego może zmniejszyć zapotrzebowanie na energię. Jednocześnie do osiągnięcia niższych zawartości wilgoci w murze (np.: pod koniec procesu) konieczne jest użycie wysokiej temperatury powietrza, a osuszanie z niższą temperaturą powietrza staje się bardziej energochłonne.

Rozdział 5.

Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air – Artykuł III

5.1. Zmienny profil temperatury

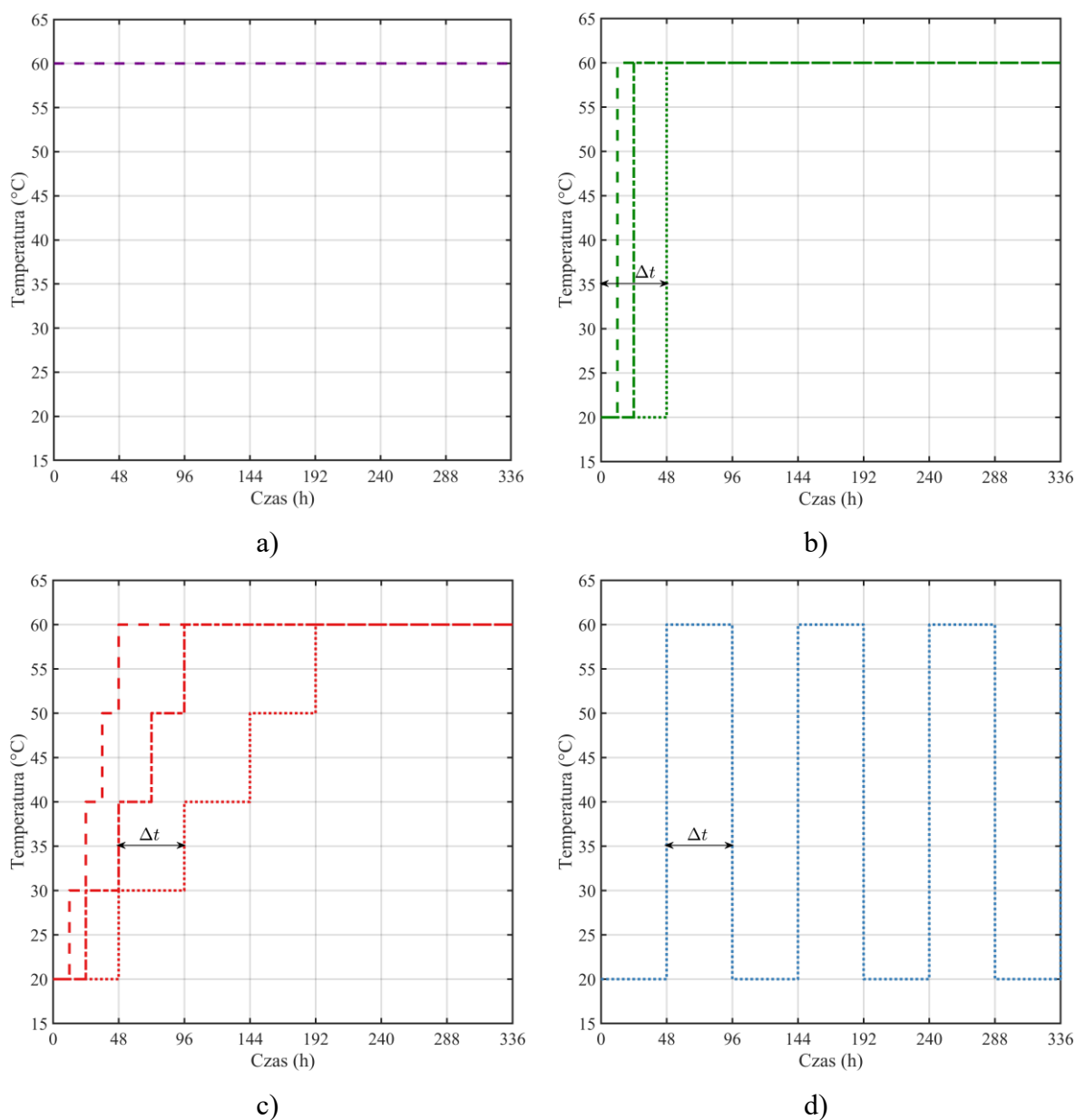
Rozwinąłem badania dotyczące osuszania fragmentu ściany poprzez zastosowanie zmiennych parametrów powietrza osuszającego w trakcie procesu [Artykuł III]. Jako przypadek odniesienia posłużyło suszenie ze stałą temperaturą powietrza wynoszącą 60°C (strategia jednosegmentowa). Zaproponowałem trzy strategie osuszania z użyciem zmiennej temperatury (Rysunek 11):

- strategia dwusegmentowa (skokowa) – początkowo osuszanie jest prowadzone przy niskiej temperaturze powietrza suszącego (20°C), a następnie, po upływie pewnego przedziału czasu (Δt), temperatura powietrza wzrastała do 60°C (Rysunek 11b).
- strategia wielosegmentowa (schodkowa) – początkowa temperatura powietrza wynosiła 20°C, po upływie pewnego przedziału czasu (Δt) temperatura wzrastała o 10K, aż do osiągnięcia temperatury 60°C (Rysunek 11c).
- strategia przemienne – początkowo temperatura powietrza wynosiła 20°C. Po upływie pewnego przedziału czasu (Δt) temperatura wzrastała do 60°C. Następnie po upływie kolejnego takiego samego przedziału czasu (Δt) temperatura powietrza wracała do poziomu 20°C. Zmiany były powtarzane analogicznie co przedział czasowy (Rysunek 11d).

W przypadku każdej strategii przyjęto trzy długości przedziału czasowego – 12, 24 i 48 godzin. Strategie dwusegmentowe i przemienne były rozważane w literaturze [22,24], natomiast nie znalazłem informacji o wykorzystaniu strategii wielosegmentowej.

Symulacje procesu osuszania [Artykuł III] przeprowadziłem dla trzech pór roku (trzech zawartości wilgoci w powietrzu): zimy, wiosny i lata. Ze względu na zbliżone warunki dla wiosny i jesieni, tylko wiosna była analizowana. Całkowita liczba symulacji wyniosła 30.

Obliczenia przeprowadziłem na takiej samej geometrii, dla takich samych warunków brzegowych i początkowych oraz dla tych samych danych materiałowych jak w poprzedniej pracy [Artykuł II]. Czas osuszania tym razem wyniósł dwa tygodnie, krok czasowy użyty do obliczeń wynosił 120 s, natomiast siatka obliczeniowa składała się z 156 000 elementów.



Rysunek 11. Zaproponowane strategie osuszania: a) jednosegmentowa (stała temperatura), b) dwusegmentowa (skokowa zmiana), c) wielosegmentowa (schodkowa zmiana), d) przemienna (przedział czasowy (Δt) wynosił 12, 24 i 48 h).

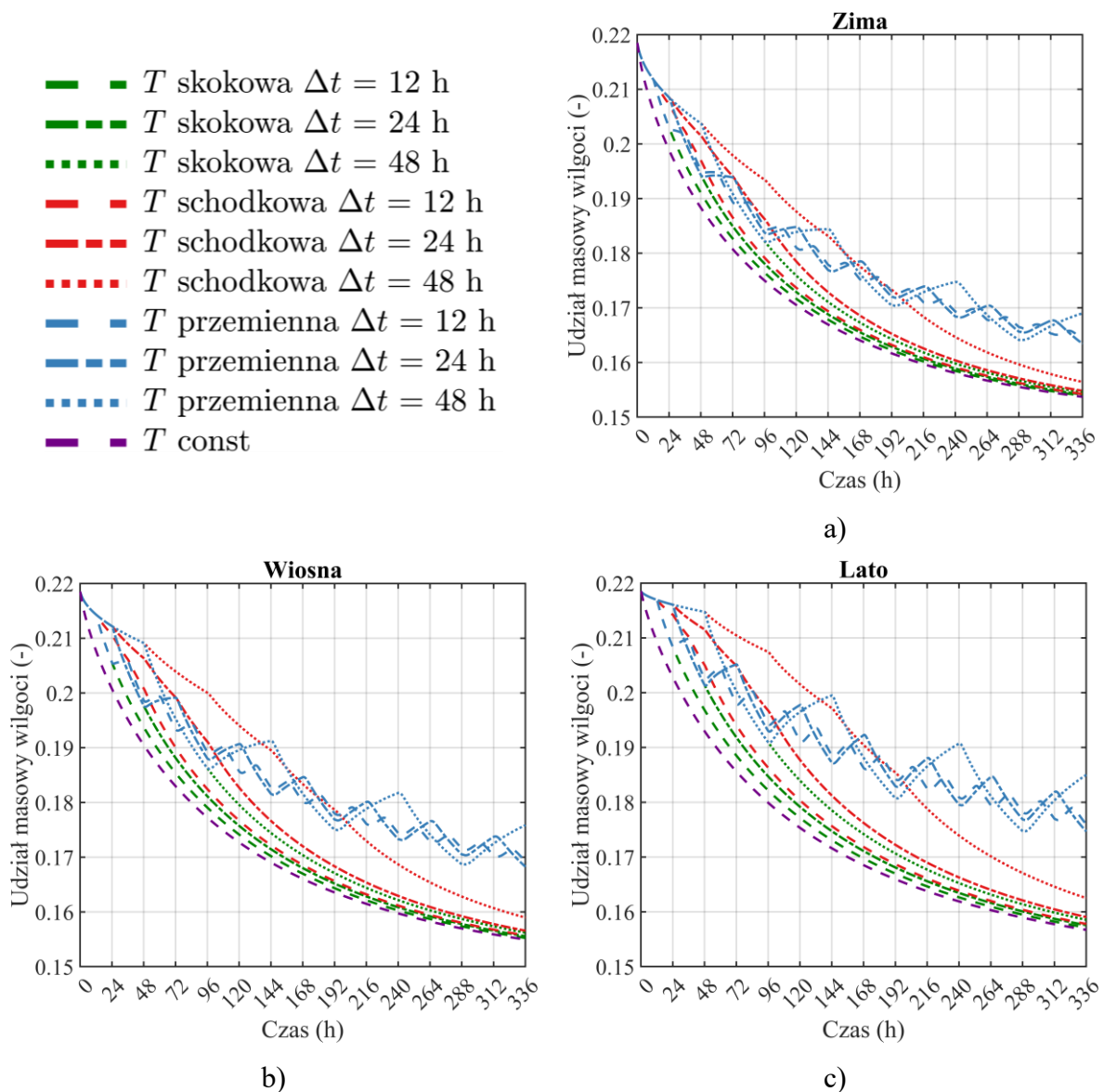
5.2. Analiza wyników

5.2.1. Przebieg procesu

Udział masowy wilgoci w obszarze osuszonym najszybciej malał przy osuszaniu ze stałą temperaturą, a najwolniej w przypadku strategii przemiennej – patrz Rysunek 12. Dla strategii dwusegmentowej oraz wielosegmentowej początkowo udział wilgoci spadał wyraźnie wolniej niż przy strategii jednosegmentowej, jednak wraz ze wzrostem temperatury osuszania różnica pomiędzy zawartością wilgoci w przypadku referencyjnym a dwu/wielosegmentowym była mniejsza. Różnice pomiędzy strategią dwu lub wielosegmentową a jednosegmentową w końcowej wartości wilgoci w strefie osuszania były nieznaczne, do 2% dla zimy i do 4% dla lata. Największą różnicę w końcowej zawartości wilgoci w strefie osuszania, spośród strategii dwu i wielosegmentowych, osiągnęto dla strategii wielosegmentowej przy przedziale czasowym 48 h. Strategia przemienne charakteryzowała się oscylacją zawartości wilgoci w strefie osuszania, to znaczy w segmencie wysokiej temperatury (60°C) udział wilgoci malał, natomiast podczas osuszania z niską temperaturą (20°C) wilgoć napływała do obszaru suszenia z powodu działania sił kapilarnych a udział wilgoci wzrastał. Wzrost zawartości wilgoci był szczególnie widoczny dla lata (Rysunek 12c).

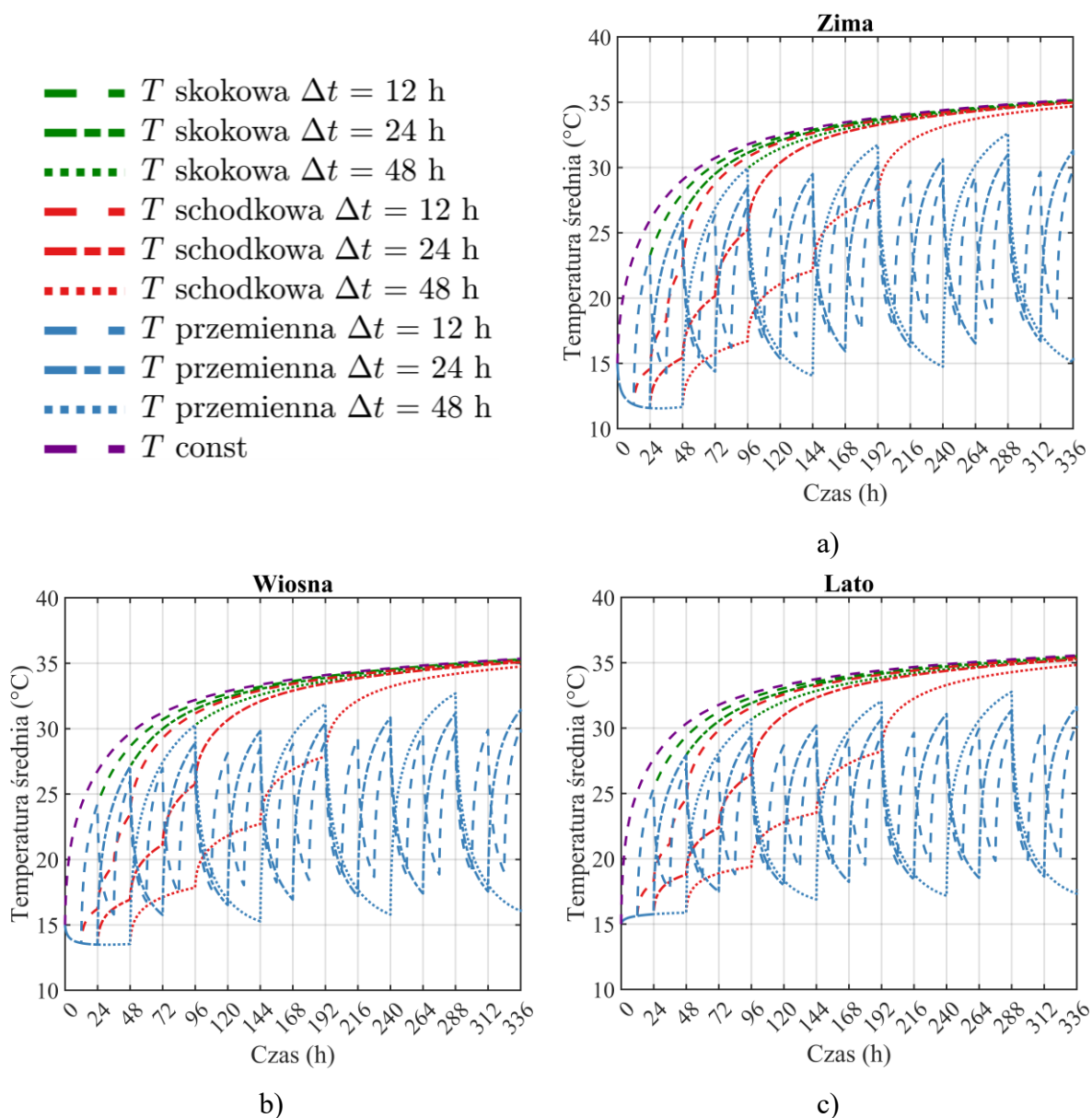
Różnice w uzyskanych wynikach pomiędzy porami roku były znaczące. Zimą uzyskałem najniższy końcowy udział wilgoci, natomiast latem najwyższy. Latem osuszanie w przypadku z niską temperaturą przebiegało zdecydowanie wolniej niż zimą. Związane jest to z zawartością wilgoci w powietrzu suszącym. Zimą, nawet przy niskich temperaturach powietrza suszącego ze względu na niską zawartość wilgoci w powietrzu, proces przebiegał szybciej niż latem, kiedy zawartość wilgoci w powietrzu była wyższa.

Końcowe temperatury uzyskiwane przy osuszaniu za pomocą strategii jedno, dwu lub wielosegmentowej były takie same i wynosiły około 35°C, z wyjątkiem osuszania wielosegmentowego z przedziałem czasowym 48 h (Rysunek 13), dla którego temperatura była nieznacznie niższa. Temperatura końcowa dla strategii przemiennej zależała od temperatury zakończenia procesu tj. od tego czy proces kończono w momencie, gdy była wysoka temperatura powietrza osuszającego czy niska. Temperatura przy strategii przemiennej oscylowała, naprzemiennie rosnąc i malejąc.



Rysunek 12. Przebiegi czasowe udziału masowego wilgoci w strefie osuszanej dla: a) zimy, b) wiosny i c) lata dla różnych pór roku i temperatur powietrza osuszającego.

Różnice pomiędzy porami roku były zauważalne podczas osuszaniu przy niskiej temperaturze powietrza osuszającego. Temperatura ściany dla zimy oraz wiosny przez pierwsze 48 h (z wyjątkiem strategii jednosegmentowej) była mniejsza niż temperatura początkowa. Było to spodziewane ze względu na podobne efekty obserwowane podczas wcześniejszych symulacji. Podczas stosowania przemiennej strategii osuszania temperatury muru pod koniec segmentu z niską temperaturą powietrza osuszającego (patrz Rysunek 11d) były niższe dla zimy (niższa zawartość wilgoci w powietrzu) niż dla lata (wyższa zawartość wilgoci w powietrzu).



Rysunek 13. Przebiegi czasowe średniej temperatury obszaru osuszanego dla:
a) zimy, b) wiosny i c) lata dla różnych pór roku i temperatur powietrza osuszającego.

5.2.2. Zapotrzebowanie na energię

Dla analizowanych przypadków przedstawionych w poprzednim rozdziale obliczyłem zapotrzebowanie na energię potrzebną do osiągnięcia danego poziomu zawartości wilgoci w strefie osuszanej. Następnie porównałem wyniki z uzyskanym zapotrzebowaniem na energię dla przypadku osuszania przy stałej temperaturze dla danej pory roku.

Wyznaczyłem oszczędność energii, dzieląc różnicę pomiędzy analizowanym przypadkiem a strategią ze stałą temperaturą przez zapotrzebowanie na energię przy stałej temperaturze:

$$E_{\%}(w) = \frac{E_{ref}(w) - E_i(w)}{E_{ref}(w)} \quad (42)$$

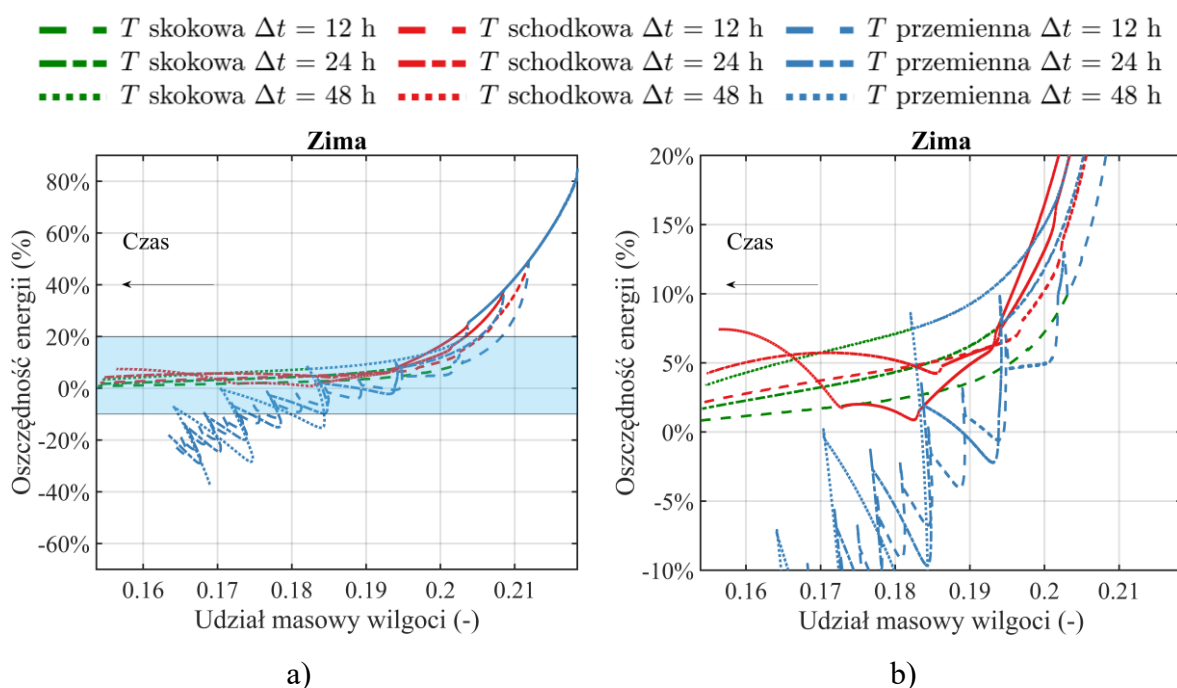
gdzie: $E_{\%}$ oznacza oszczędności energii (%), $E_i(w)$ to ilość energii potrzebnej do osiągnięcia udziału masowego wilgoci w dla analizowanego przypadku (kWh), $E_{ref}(w)$ oznacza ilość energii potrzebnej do osiągnięcia udziału masowego wilgoci w dla przypadku odniesienia (kWh).

Wartości dodatnie oszczędności energii oznaczają mniejsze zapotrzebowanie na energię w stosunku do przypadku referencyjnego ze stałą temperaturą, natomiast ujemne wartości oznaczają wyższe zużycie energii niż w przypadku referencyjnym. Oszczędności energii zależały zarówno od zastosowanej strategii osuszania, jak i od pory roku. Dla wysokich zawartości wilgoci w strefie osuszania wszystkie strategie były lepsze niż przypadek referencyjny (Rysunek 14 – Rysunek 16). Wraz ze spadkiem zawartości wilgoci w obszarze osuszonym oszczędności malały. W przypadku przemiennego profilu temperatury osuszanie stawało się bardziej energochłonne niż dla przypadku referencyjnego. Taki efekt był widoczny szczególnie wiosną (Rysunek 15) i latem (Rysunek 16), co związane jest z wyższą zawartością wilgoci w powietrzu suszącym, a tym samym gorszymi warunkami osuszania przy niskich temperaturach powietrza osuszającego. W przypadku zimy (Rysunek 14) zdecydowanie dłużej, bo aż do udziału wilgoci około 0.19, strategia przemienna wymagała mniej energii niż strategia osuszania przy stałej temperaturze powietrza suszącego.

Strategia skokowa i schodkowa dla zimy i wiosny, niezależnie od przedziału czasowego, uzyskiwały niższą konsumpcję energii niż strategia referencyjna. Oszczędności energii wyniosły między 1% a 7.5% dla zimy oraz między 0.5% a 4% dla wiosny. Należy zauważyć, że wiosną (Rysunek 15) strategia wielosegmentowa może być mniej efektywna niż strategia jednosegmentowa. Dla udziału wilgoci pomiędzy 0.17 a 0.205 strategie wielosegmentowe mogą osiągać ujemne wartości oszczędności energii (w zależności od przedziału czasowego), jednak dla niskich zawartości wilgoci wszystkie strategie mają niższe zapotrzebowanie na energię niż przypadek referencyjny. Przy zastosowaniu strategii wielosegmentowej podczas końcowej fazy procesu (osuszanie z temperaturą powietrza wynoszącą 60°C), następował wyraźny wzrost oszczędności energii potrzebnej do osiągnięcia wymaganej wilgotności w strefie osuszanej. W wyniku tego wzrostu oszczędności energii strategia schodkowa

z przedziałem czasowym 48 h była najefektywniejsza dla zimy i wiosny. Pomimo wyższej efektywności końcowa wartość udziału wilgoci była wyższa niż przy osuszaniu z wykorzystaniem stałej temperatury powietrza.

Wyniki uzyskane dla lata (Rysunek 16) różniły się od rezultatów dla pozostałych pór roku. Oszczędności energii dla tego okresu na koniec procesu osuszania wyniosły poniżej 0.5% dla strategii dwusegmentowej i wielosegmentowej, z wyjątkiem przedziału czasowego 48 h. Przez większość procesu osuszania analizowane strategie (z wyjątkiem skokowej o przedziale 12 h) miały wyższe zapotrzebowanie na energię niż przypadek odniesienia. Prowadzenie procesu z wyższą temperaturą powietrza suszącego (60°C) powodował wzrost oszczędności energii, jednak końcowe wartości były bardzo zbliżone do przypadku odniesienia. Ze względu na wysoką zawartość wilgoci w powietrzu osuszającym, nie uzyskano zmniejszenia energochłonności procesu dla analizowanych strategii tak znacząco, jak przy pozostałych porach roku.



Rysunek 14. Oszczędności energii dla różnych strategii osuszania dla zimy: a) pełen zakres, b) zbliżenie na obszar od -10% do +20%.

analizowałem strategii przemiennej, ponieważ nie pozwalała ona na osiągnięcie oszczędności energii dla niższych zawartości wilgoci.

Dla zimy i wiosny największe oszczędności energii uzyskałem dla strategii schodkowej (Tabela 3) dla przedziału czasowego 48 h zimą i 24 h wiosną. Należy zauważyć, że różnice w oszczędności energii wiosną pomiędzy strategią skokową z przedziałem czasowym 48 h a schodkową (przedziałami czasowymi 24 i 48 h) są niewielkie, oraz że dla strategii jednosegmentowej i wielosegmentowej z przedziałem czasowym 24 h, wraz ze spadkiem zawartości wilgoci w strefie osuszanej, oszczędności energii maleją, natomiast dla strategii wielosegmentowej z przedziałem czasowym 48 h oszczędności rosną (Rysunek 15).

Tabela 3. Oszczędności energii przy osuszaniu do udziału masowego wilgoci w obszarze suszenia równego 0.165.

Oszczędności energii (%)						
Strategia	Skokowa			Schodkowa		
Przedział czasowy (h)	12	24	48	12	24	48
Zima	1.4	2.6	5.0	3.3	5.5	5.9
Wiosna	0.8	1.5	2.7	1.8	2.9	2.3
Lato	0.2	0.3	0.4	0.3	0.2	-1.5

Obliczone zapotrzebowanie na energię mieściło się w przedziale pomiędzy 1.41 kWh/kg_{wody} a 1.76 kWh/kg_{wody} – Tabela 4. W literaturze dla osuszania metodą termoiniekcji przy stałej temperaturze oraz dla strategii skokowej zapotrzebowanie na energię zostało eksperymentalnie wyznaczone odpowiednio na poziomie 2.0 kWh/kg_{wody} oraz 1.7 kWh/kg_{wody} [24]. Te wartości są zbliżone do wartości obliczonych, jednak warunki podczas eksperymentu, tj. temperatura oraz wilgotność powietrza, były niestabilne i kontrolowalne w ograniczonym zakresie, stąd spodziewane są różnice pomiędzy obliczonymi i zmierzonymi wartościami. Ponadto przebieg eksperymentów był nieco inny niż symulacji. Ilość usuniętej wody dla przypadku ze stałą temperaturą była najniższa, podczas gdy dla strategii skokowej była nieznacznie wyższa niż dla strategii referencyjnej (Tabela 4). Natomiast wartości usuniętej wody dla strategii schodkowej były znacząco wyższe niż dla referencyjnej, szczególnie dla przedziału czasowego 48 h. Związane jest to z dłuższym czasem potrzebnym do osiągnięcia danego udziału wilgoci w strefie osuszania (0.165), przy jednoczesnym napływie do obszaru osuszanego na skutek działania sił kapilarnych wilgoć spoza strefy osuszania. Jednak strategia schodkowa uzyskiwała

najniższe wartości właściwego zapotrzebowania na energię, z wyjątkiem lata dla przedziału czasowego 48 h. Dla zimy strategia schodkowa z przedziałem czasowym 48 h zredukowała zapotrzebowanie na energię z 1.55 kWh/kg_{wody} do 1.41 kWh/kg_{wody} jednocześnie usuwając o 0.16 kg więcej wody ze ściany. Dla tej samej pory roku strategia skokowa zredukowała zużycie energii do 1.49 kWh/kg_{wody}, jednocześnie zwiększając ilość usuniętej wody jedynie o 0.02 kg. Dla wiosny redukcja zapotrzebowania na energię była mniejsza, tj., zapotrzebowanie na energię spadło z 1.65 kWh/kg_{wody} do 1.60 kWh/kg_{wody} dla strategii skokowej z przedziałem czasowym 48 h i do 1.57 kWh/kg_{wody} dla strategii wielosegmentowej z przedziałem czasowym 48 h. Dla lata spadek zapotrzebowania na energię był bardzo mały, to znaczy zapotrzebowanie na energię spadło z 1.76 kWh/kg_{wody} do 1.75 kWh/kg_{wody}, co pokazuje małą skuteczność osuszania przy niskiej temperaturze powietrza suszącego i jednoczesnej dużej zawartości wilgoci w powietrzu.

Tabela 4. Właściwe zapotrzebowanie na energię oraz usunięta wilgoć przy osuszaniu do udziału masowego wilgoci w obszarze suszenia równego 0.165.

Strategia		Stała	Skokowa			Schodkowa		
Przedział czasowy (h)		-	12	24	48	12	24	48
Zima	Właściwe zapotrzebowanie na energię (kWh/kg _{wody})	1.55	1.55	1.53	1.49	1.52	1.49	1.41
	Usunięta wilgoć (kg)	3.34	3.34	3.35	3.36	3.35	3.39	3.50
Wiosna	Właściwe zapotrzebowanie na energię (kWh/kg _{wody})	1.65	1.64	1.63	1.60	1.62	1.59	1.57
	Usunięta wilgoć (kg)	3.42	3.42	3.43	3.43	3.43	3.43	3.53
Lato	Właściwe zapotrzebowanie na energię (kWh/kg _{wody})	1.76	1.76	1.76	1.75	1.75	1.75	1.76
	Usunięta wilgoć (kg)	3.52	3.52	3.52	3.52	3.52	3.53	3.58

Podsumowując, symulacje wykazały, że osuszanie ze zmiennym profilem temperatury może być efektywniejsze niż ze stałą temperaturą ze względu na krótszy czas, podczas którego mur ma podwyższoną temperaturę, co zmniejsza straty ciepła do otoczenia i zapotrzebowanie na energię w trakcie procesu.

5.3. Wnioski

Osuszanie ścian budynku przy wykorzystaniu zmiennego profilu temperatury może poprawić efektywność energetyczną procesu. W przypadku strategii dwusegmentowej (skokowej) oraz wielosegmentowej (schodkowej) możliwe są oszczędności energii do poziomu 5.9% zimą przy strategii wielosegmentowej z przedziałem czasowym 48 h. Latem oszczędności energii wyniosły zaledwie 0.5%, co jest związane ze mało intensywnym osuszaniem przy wysokich zawartościach wilgoci w powietrzu osuszającym.

Przy osiągnięciu niskich zawartości wilgoci w ścianie, podczas procesu ze schodkowo i skokowo zmienną temperaturą przy takim samym przedziale czasowym (12, 24 lub 48 h), strategia schodkowa pozwalała na zaoszczędzenie większej ilości energii dla zimy i wiosny niż w przypadku strategii skokowej. Wyjątkiem jest przedział czasowy 48 h wiosną, dla którego strategia dwusegmentowa miała większą oszczędność energii niż wielosegmentowa. Przedział czasowy miał wpływ na uzyskiwane wyniki. Dla niskich udziałów wilgoci w ścianie na koniec procesu (poniżej 0.17), większy przedział czasowy dawał większe oszczędności energii. Dla umiarkowanych udziałów wilgoci w ścianie na koniec procesu dla wiosny i lata, dłuższe przedziały czasowe okazywały się mniej efektywne niż przypadek odniesienia.

Strategia przemienna osuszania okazała się być nieefektywna, ponieważ podczas segmentu niskiej temperatury (20°C) wilgoć intensywnie napływała do obszaru osuszania na skutek działania podciągania kapilarnego. Osuszanie z przemienną temperaturą mogłoby być efektywne w przypadku braku występowania intensywnego transport kapilarnego wody z gruntu, np.: podczas osuszania muru po powodzi lub przecieku.

Strategia dwuetapowa została wdrożona przez firmę SILTEN POLSKA sp. z o.o. sp. k. w ramach realizacji projektu badawczego NCBiR POIR.04.01.02-00-0099/16 „Opracowanie innowacyjnej technologii osuszania i izolowania murów” (*DryWall*). Firma zaobserwowała zredukowanie zużycia energii w trakcie procesu, ale nie podała danych na ten temat.

Rozdział 6.

Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials – Artykuł IV

W tej pracy rozwinąłem model matematyczny prezentowany we wcześniejszych artykułach. Dodałem równanie ciągłości powietrza oraz zmieniłem sposób wyznaczania transportu kapilarnego. Zaprojektowałem i wykonałem stanowisko doświadczalne, które umożliwiło przeprowadzenie walidacji zaproponowanego modelu.

6.1. Model matematyczny

Uzupełniłem wcześniej opisywany model wymiany ciepła i wilgoci w trakcie osuszania materiałów budowlanych o równanie ciągłości powietrza suchego. Po tej modyfikacji wszystkie równania modelowe były w postaci:

$$\frac{\partial \varepsilon_l \rho_l}{\partial t} = \nabla j_l - \dot{m}_{vl} \quad (43)$$

$$\frac{\partial \varepsilon_g \rho_a}{\partial t} = \nabla j_a \quad (44)$$

$$\frac{\partial \varepsilon_g \rho_v}{\partial t} = \nabla j_v + \dot{m}_{vl} \quad (45)$$

$$\frac{\partial (\rho c)_{ef} T}{\partial t} + \nabla [(c_{l,j_l} + c_{p,v,j_v} + c_{p,a,j_a}) T] = \nabla (k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{vl} \Delta h_{lv} \quad (46)$$

Strumienie masowe występujące w powyższych równaniach określiłem następująco:

- Transport kapilarny wilgoci ciekłej:

$$j_l = -D_l \nabla W \quad (47)$$

- Transport dyfuzja powietrza suchego:

$$j_a = -D_{a,ef} \nabla \rho_a \quad (48)$$

- Transport dyfuzja pary wodnej:

$$j_v = -D_{v,ef} \nabla \rho_v \quad (49)$$

gdzie: $D_{a,ef}$ i $D_{v,ef}$ to efektywne współczynniki dyfuzji odpowiednio dla powietrza suchego i pary wodnej (m²/s), D_l to współczynnik podciągania kapilarnego (m²/s).

Ponieważ udział pary wodnej w stosunku do wilgoci ciekłej jest pomijalnie mały, to strumień wilgoci ciekłej zapisałem w sposób następujący:

$$j_l = -D_l \nabla W \approx -D_l \rho_l \nabla \varepsilon_l \quad (50)$$

Współczynnik podciągania kapilarnego wyznaczyłem na podstawie następującego równania [29]:

$$D_l = 3.8 \left(\frac{A}{W_{cap}} \right)^2 1000 \frac{W}{W_{cap}}^{-1} \quad (51)$$

gdzie: A oznacza współczynnik absorpcji wody ($\text{kg/m}^2 \text{ s}^{0.5}$).

Model nierównowagowego odparowania sformułowałem następująco:

$$\dot{m}_{vl} = a_s h_{vl} \frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_p} (\rho_{v,sat} - \rho_v) \quad (52)$$

gdzie gęstość nasycenia ($\rho_{v,sat}$) wyznaczałem na podstawie ciśnienia nasycenia i przy uwzględnieniu modyfikacji wynikającej z równania Kelwina (równanie (7)).

Model został zaimplementowany w programie ANSYS Fluent przy użyciu zaawansowanych interfejsów takich jak UDF, UDS oraz UDM. Więcej szczegółów zamieściłem w [Artykuł IV].

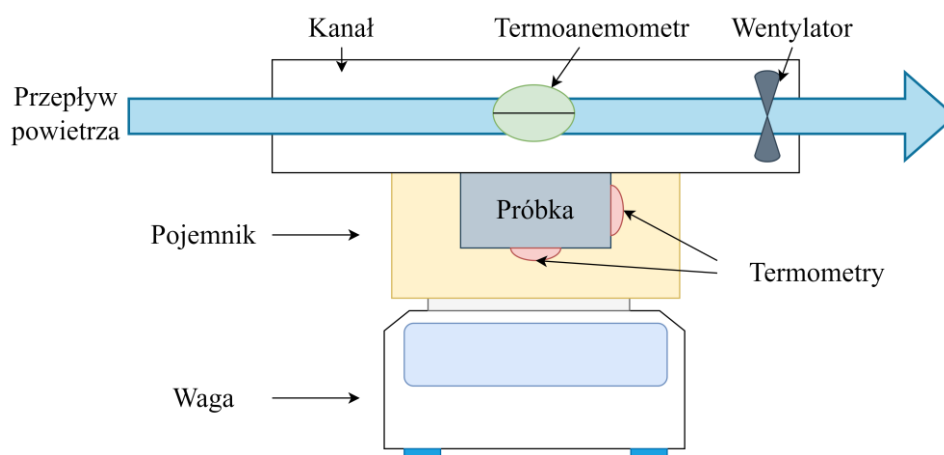
6.2. Ocena wiarygodności modelu

Przeprowadziłem ocenę wiarygodności opracowanego modelu. Porównałem uzyskane wyniki za jego pomocą z własnymi danymi eksperymentalnymi oraz z wynikami uzyskanymi za pomocą modelu równowagowego opisanego w literaturze [43], co zostało przedstawione szczegółowo w poniższych rozdziałach.

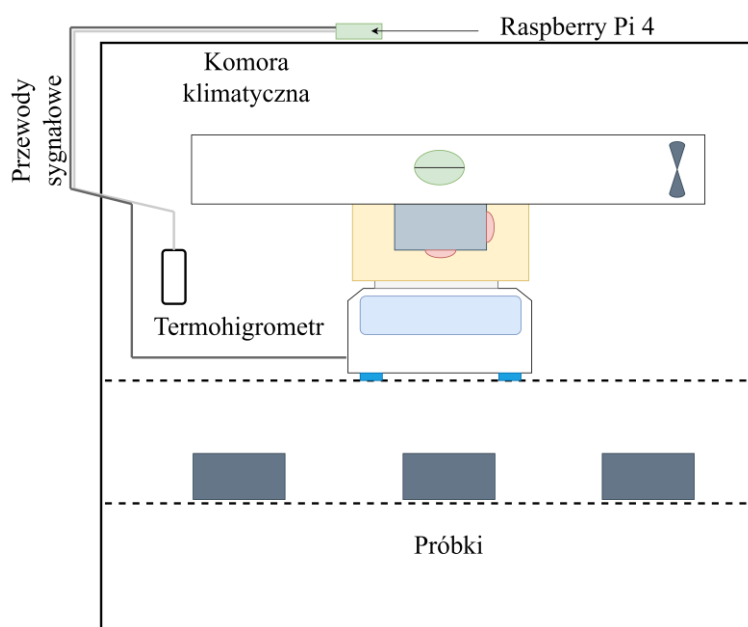
6.2.1. Walidacja eksperymentalna

Do przeprowadzenia walidacji eksperymentalnej potrzebowałem stanowiska badawczego, wyników pomiarów stanowiskowych, właściwości materiałowych badanego materiału oraz przeprowadzenia symulacji numerycznych. Projektując własne stanowisko badawcze, inspirowałem się eksperymentem przeprowadzonym przez van Belleghema i innych [43]. Opracowane stanowisko składało się z wagi precyzyjnej, na której umieszczony był specjalny pojemnik na próbkę, oraz kanał wentylacyjny z otworem na próbkę i wentylatorami wymuszającymi przepływ powietrza – patrz Rysunek 17. Pojemnik na próbkę wykonałem ze styroduru o grubości 5 cm w celu ograniczenia wymiany ciepła między próbką a otoczeniem. Jedynie jedna powierzchnia próbki miała kontakt z przepływającym powietrzem, pozostałe

były osłonięte przez pojemnik. Dodatkowo próbka była owinięta folią, aby zredukować odparowanie i transfer wilgoci z powierzchni bocznych i dolnej. Usuwałem folię jedynie z powierzchni kontaktującej się z przepływającym powietrzem. W pojemniku umieściłem dwa termometry PT100 tolerancji klasy A, jeden na spodzie pojemnika na środku powierzchni dolnej próbki, drugi na powierzchni bocznej. Prostopadłościenną próbkę o wymiarach podstawy 92 mm na 92 mm i wysokości 30.5 mm wykonałem z betonu komórkowego. W kanale wentylacyjnym nad próbką umieściłem termoanemometr EE650.



Rysunek 17. Schemat stanowiska badawczego.



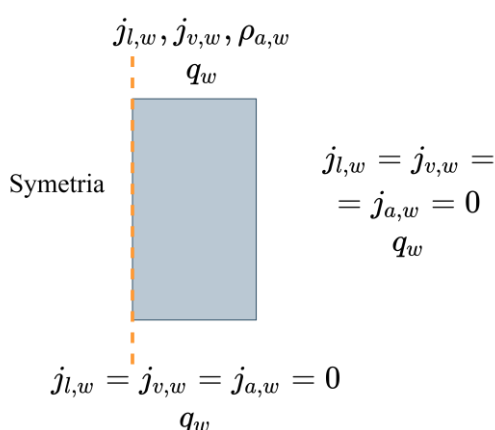
Rysunek 18. Schemat umieszczenia stanowiska w komorze klimatycznej.

Stanowisko umieściłem w komorze klimatycznej (**Błąd! Nie można odnaleźć źródła o** **dwolania.**), która utrzymywała wewnątrz stałą temperaturę i wilgotność powietrza. W komorze umieściłem termohigrometr (AR253), aby monitorować warunki, w których przeprowadzałem eksperyment.

Sygnały z czujników odczytywane były przy pomocy Raspberry Pi 4 i zapisywane w pliku tekstowym.

Przed wykonaniem pomiaru osuszałem próbki w piecu w temperaturze 90°C, a następnie zanurzałem w wodzie na 48 h. Zanurzenie odbywało się w zamkniętym pojemniku wewnątrz komory klimatycznej w celu stabilizacji temperatury przed pomiarem. Próbkę po wyjęciu z wody wycierałem ręcznikiem papierowym oraz zabezpieczałem folią. Następnie umieszczałem próbkę na stanowisku eksperymentalnym i rozpoczynałem pomiar, który trwał przynajmniej 24 h. Przeprowadziłem pomiary dla dwóch próbek wykonanych z takiego samego materiału, dla każdej przynajmniej 3 razy powtarzałem eksperyment. Uzyskałem podobne wyniki, różniące się głównie temperaturą początkową procesu na poziomie 1.0-1.5°C, co było spowodowane ręcznym przygotowaniem i umieszczeniem próbki na stanowisku. Z tego powodu wybrałem jeden pomiar do dalszego porównania z obliczeniami.

Zmierzyłem gęstość, porowatość otwartą oraz krzywą sorpcji materiału, z którego wykonana jest próbka, oraz przeprowadziłem eksperyment podciągania kapilarnego, aby wyznaczyć współczynnik absorpcji i maksymalną zawartość wilgoci w próbkach. Natomiast paroprzepuszczalność, współczynnik przewodzenia ciepła oraz krzywą retencji założyłem na podstawie danych literaturowych.



Rysunek 19. Schemat geometrii obliczeniowej i warunków brzegowych.

Warunki początkowe określiłem jako temperaturę równą 20.2°C (T_{init}) oraz udział objętościowy wody równy 0.396 ($\varepsilon_{l,init}$). Założyłem, że wilgoć związana w materiale

odpowiada zawartości wilgoci przy wilgotności względnej otoczenia równej 90%, czyli 11.34 kg/m³. Założyłem, że para wodna znajduje się w stanie nasycenia, natomiast gęstość powietrza suchego obliczyłem na podstawie równania stanu gazu doskonałego.

Warunki brzegowe na zaizolowanych brzegach określiłem jako przewodzenie przez izolację oraz brak strumieni masowych (patrz Rysunek 19):

$$j_{l,w} = 0 \quad (53)$$

$$j_{v,w} = 0 \quad (54)$$

$$j_{a,w} = 0 \quad (55)$$

$$q_w = \frac{k_H(T_{amb} - T_w)}{d} \quad (56)$$

gdzie: d to grubość izolacji pojemnika (0.05 m), k_H to współczynnik przewodzenia ciepła styroduru (0.033 W/(m K)).

Natomiast na górnej powierzchni próbki, czyli powierzchni, która ma kontakt z przepływającym powietrzem, założyłem konwekcyjną wymianę ciepła i masy oraz uwzględniłem promieniowania pomiędzy próbką a otoczeniem (Rysunek 19). Przyjąłem, że wilgoć w postaci ciekłej odparowuje z tej powierzchni. Ponadto, na powierzchni górnej założyłem, że powietrze wilgotne ma ciśnienie otoczenia, co wykorzystałem do obliczenia gęstości powietrza suchego na brzegu.

Podsumowując, warunki na powierzchni mającej kontakt z powietrzem przyjąłem następująco:

$$j_{l,w} = \varepsilon_{l,w} h_m (\rho_{v,amb} - \rho_{v,sat}(T_w)) \quad (57)$$

$$\rho_{a,w} = \frac{(p_{amb} - p_{v,w})M_a}{RT_w} \quad (58)$$

$$j_{v,w} = (\varepsilon_p - \varepsilon_{l,w}) h_m (\rho_{v,amb} - \rho_{v,w}) \quad (59)$$

$$q_f = h_t(T_{amb} - T_w) + \Delta h_{lv} j_{l,w} + \frac{\sigma_b}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{1}{\varepsilon_{ambient}} - 1} (T_{amb}^4 - T_w^4) \quad (60)$$

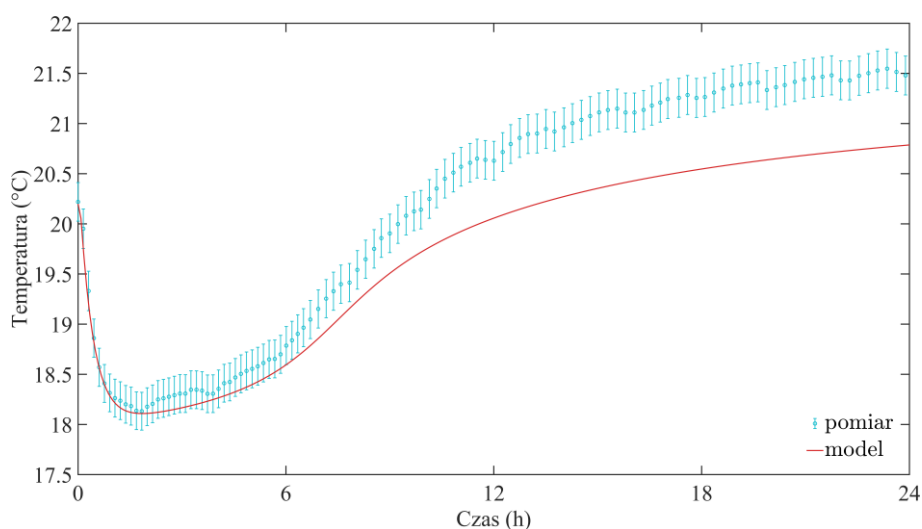
Temperatura otoczenia podczas pomiaru została zmierzona i była na poziomie 22.0±0.13°C, wilgotność względna wynosiła 48.1±2.5%, natomiast prędkość przepływu powietrza 2.968±0.055m/s. Przeprowadziłem dodatkowe obliczenia numeryczne dla przepływu w kanale w celu wyznaczenia współczynnika przejmowania ciepła na powierzchni próbki. Na tej podstawie, przyjąłem współczynnik przejmowania ciepła (h_t) równy 40 W/(m² K). Korzystając

z analogii Chiltona-Colburna [60] oszacowałem stosunek współczynnika wymiany masy (h_m) do współczynnika przejmowania ciepła jako 0.0009082.

Przygotowałem dwuwymiarową geometrię połowy próbki (Rysunek 19) w programie ANSYS Design Modeler oraz wygenerowałem siatkę obliczeniową składającą się z 7 200 elementów w programie ANSYS Meshing. Przeprowadziłem również testy niezależności rozwiązania od wielkości siatki badając dodatkowe siatki obliczeniowe składające się z 3 600 i 14 400 elementów, które wykazały, że liczba elementów 7 200 jest wystarczająca. Symulacje przeprowadziłem z krokiem czasowym wynoszącym 60 sekund, po wcześniejszym sprawdzeniu niezależności obliczeń dla kroków czasowych równych 30 i 120 sekund. Obliczenia wykonałem dla procesu trwającego 24 h. W obliczeniach założyłem współczynnik wymiany masy wewnątrz porów (h_{vl}) równy $7.5 \cdot 10^{-4}$ m/s.

6.2.2. Wyniki walidacji

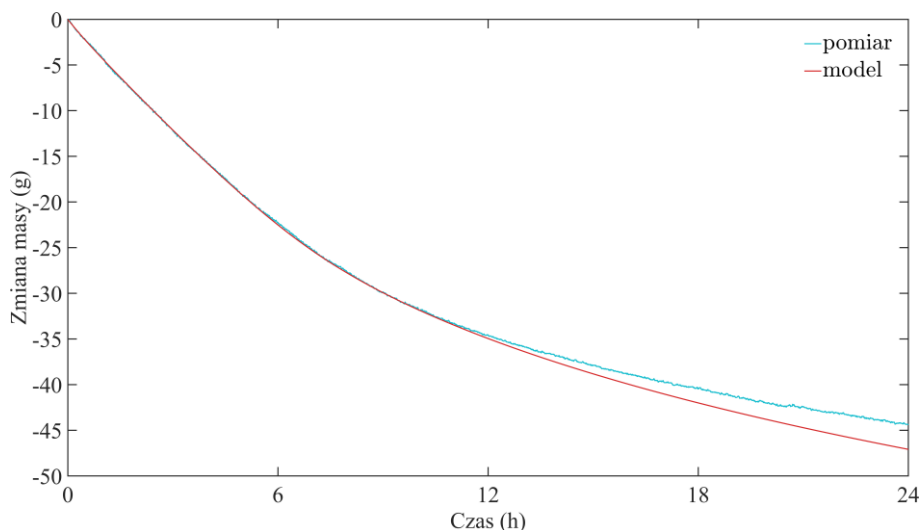
Uzyskałem wyniki pomiaru zgodne z oczekiwaniami, to znaczy, na początku na skutek intensywnego odparowania wilgoci z powierzchni próbki, temperatura materiału obniżała się, aż do osiągnięcia stabilizacji na poziomie 18-18.5°C, a następnie powoli rosła (Rysunek 20). Między 5 a 6 h temperatura na spodzie próbki zaczęła dynamiczniej rosnąć do około 12 h procesu, kiedy wzrost temperatury znów stał się wolniejszy. Intensywniejszy wzrost temperatury związany był z odparowywaniem resztek wilgoci z powierzchni próbki oraz zmniejszenia transportu kapilarnego z wnętrza materiału do powierzchni.



Rysunek 20. Zmienność temperatury na spodzie próbki.

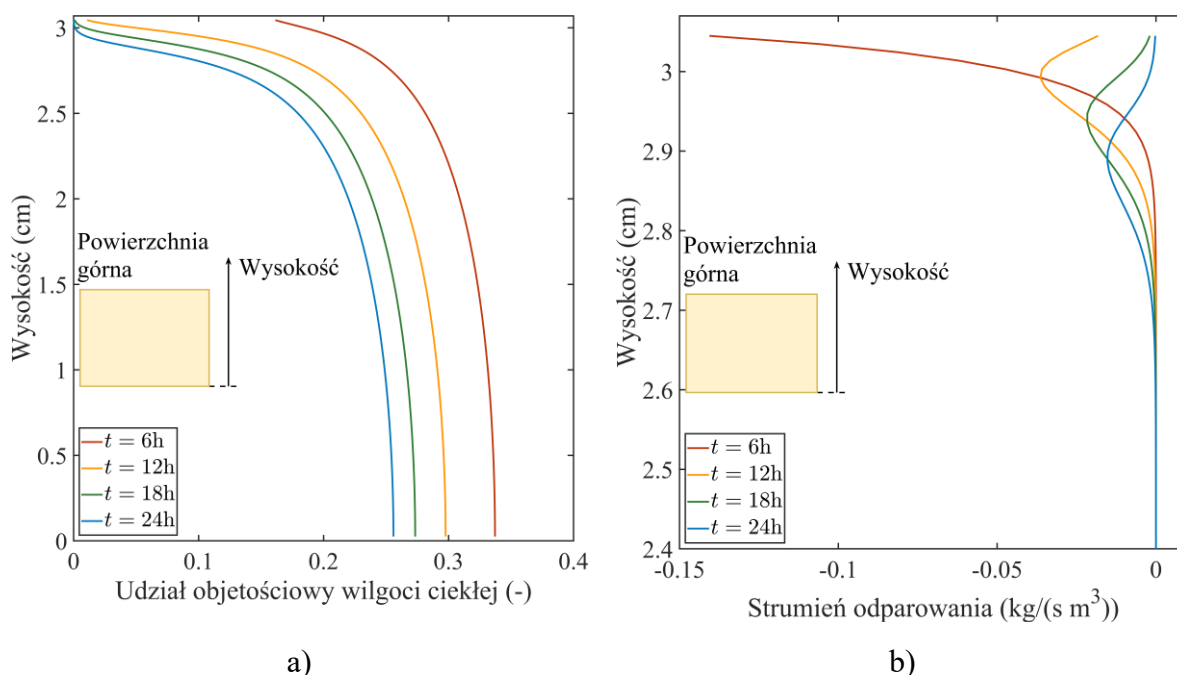
Masa próbki podczas procesu maleje (Rysunek 21), początkowo w sposób zbliżony do liniowego. Około 6 h, kiedy odparowanie z powierzchni słabnie, również tempo zmiany masy maleje.

Symulacja dobrze odwzorowała przebieg temperatury na spodzie próbki (Rysunek 20) i zmianę masy próbki (Rysunek 21) w pierwszym okresie procesu osuszania do około 6 h pomiaru. Gdy temperatura próbki zaczyna rosnąć gwałtowniej, model zaniża przewidywaną temperaturę próbki (symulowany wzrost temperatury jest mniejszy), oraz przewidywana stabilizacja temperatury następuje dla niższej o około 0.75°C wartości temperatury. Do około 12 h nie występują znaczące różnice w zmierzonej i przewidywanej zmianie masy próbki (Rysunek 21), po tym czasie symulowana zmiana masy była zawyżona. Ze względu na niższą symulowaną temperaturę, wymiana ciepła jest intensywniejsza, stąd więcej wilgoci może odparować i symulowany ubytek masy jest większy.



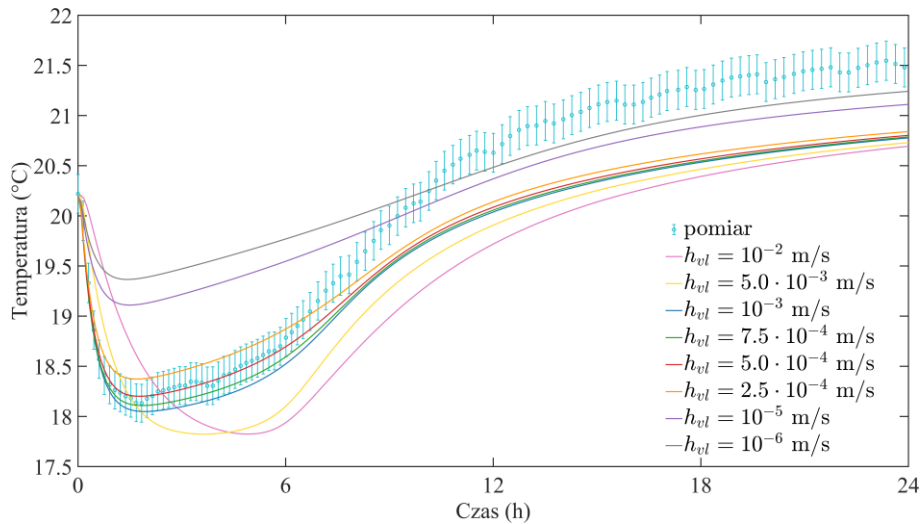
Rysunek 21. Zmiana masy próbki.

Udziału wilgoci w materiale przy powierzchni maleje z czasem (Rysunek 22a). Dla 6 h symulacji udział objętościowy wynosi około 0.15 natomiast dla 12 h tylko 0.01. W następnych godzinach (18 i 24 h) wilgoć w postaci ciekłej nie występuje na powierzchni. Należy zauważyć, że udział wilgoci na powierzchni jest dużo mniejszy niż wewnątrz materiału (Rysunek 22a). Powstaje wewnętrzny front odparowania (Rysunek 22b), który rozgranicza niski i wysoki udział wilgoci. Front odparowania z czasem przesuwa się w głąb materiału.

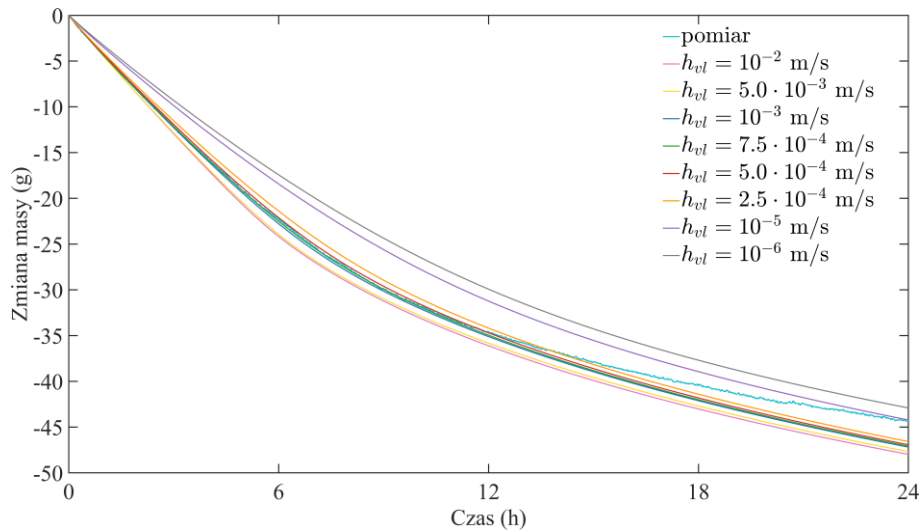


Rysunek 22. a) Rozkład udziału objętościowego wilgoci ciekłej na płaszczyźnie symetrii obszaru obliczeniowego dla różnych czasów, b) rozkład strumienia odparowania na płaszczyźnie symetrii obszaru obliczeniowego dla różnych czasów (zbliżenie na powierzchnię górną).

Ponadto, wykonałem analizę wrażliwości wyników symulacji w zależności od założonych parametrów, której wyniki szczegółowo opisałem w publikacji [Artykuł IV]. Sprawdziłem wpływ zmiany gęstości materiału, porowatości otwartej, współczynnika absorpcji wody, maksymalnej zawartości wody na skutek podciągania kapilarnego oraz objętościowego współczynnika wymiany masy wewnątrz porów, który jest parametrem modelowym, zakładanym a nie bezpośrednio mierzonym. Wyższe wartości objętościowego współczynnika wymiany masy oznaczają szybsze odparowanie, a w konsekwencji szybsze osiągnięcie równowagi, natomiast niższe wartości będą oznaczały wolniejszy proces odparowania i dłuższy czas potrzebny do osiągnięcia równowagi. Wartości parametru w zakresie od $2.5 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$ do 10^{-3} m/s miały wpływ na uzyskiwane wyniki. Jednak wartości temperatury mieściły się w granicach błędu pomiaru temperatury (Rysunek 23a), natomiast zauważalne były różnice w zmianie masy próbki (Rysunek 23b). Wyniki uzyskane przy wysokich wartościach tego współczynnika (powyżej 10^{-3} m/s) oraz przy niskich (10^{-5} m/s lub niższe) odbiegały w znaczącym stopniu od wyników pomiaru.



a)



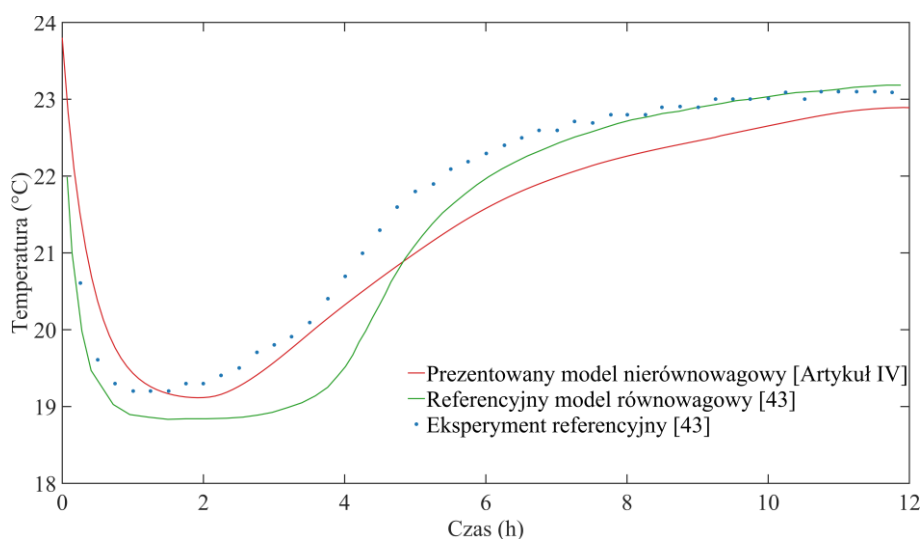
b)

Rysunek 23. Wpływ objętościowego współczynnika wymiany masy wewnątrz porów na uzyskane wyniki: a) zmienność temperatury, b) zmienność masy próbki.

6.2.3. Porównanie z modelem równowagowym

Opracowany model porównałem z modelem i eksperymentem wykonanym przez van Belleghema i innych [43]. Opisany we wcześniejszych rozdziałach model rozszerzyłem na geometrię 3D to znaczy do symulowania osuszania cegły o wymiarach 10 mm na 30 mm na 90 mm [43]. Było to możliwe dzięki przygotowaniu uniwersalnych funkcji użytkownika UDF – tworząc model 2D miałem na uwadze jego przyszłe rozszerzenie do 3D. Przygotowałem siatkę obliczeniową składającą się z około 200 000 elementów, którą zagęściłem do górnego brzegu, na którym zachodziła wymiana ciepła i wilgoci. Wykonałem symulację 12 godzinowego procesu osuszania cegły z krokiem czasowym 60 sekund. Warunki początkowe i brzegowe założyłem zgodnie z opisem zawartym w artykule [43], czyli temperatura początkowa 23.8°C,

początkowa zawartość wilgoci 126 kg/m^3 , temperatura powietrza zewnętrznego 23.8°C , wilgotność względna powietrza 44%. Właściwości materiałowe przyjąłem zgodnie z artykułem referencyjnym [43].



Rysunek 24. Zmienność temperatury na głębokości 10 mm od górnego brzegu próbki dla prezentowanego modelu nierównowagowego oraz referencyjnego modelu równowagowego [43].

Pomimo niejasności w opisie właściwości materiałowych oraz parametrów założonych w artykule referencyjnym [43], wyniki uzyskane modelem nierównowagowym (Rysunek 24) były podobne do tych uzyskanych referencyjnym modelem równowagowym [43]. W pierwszym okresie temperatura obliczona modelem nierównowagowym malała trochę wolniej niż w eksperymencie. Okres stabilizacji temperatury (pomiędzy około 1 a 3 godziną procesu) był lepiej odwzorowany przez model nierównowagowy niż równowagowy, to znaczy, wartość temperatury była bliższa zmierzonej oraz początkowy, powolny wzrost temperatury około 2 godziny procesu był lepiej przewidziany przez model nierównowagowy. Podczas mocniejszego wzrostu temperatury próbki około 4 godziny procesu model nierównowagowy przewidywał wolniejszy wzrost temperatury niż zmierzony. Od około 5 godziny procesu model równowagowy przewidywał temperaturę bliżej wartości zmierzonej niż model nierównowagowy, który zaniżał przewidywaną wartość temperatury. Prawdopodobnie w drugim okresie osuszania, kiedy proces uzależniony jest od odparowania wewnątrz materiału i dyfuzyjnego transportu wilgoci na powierzchnię próbki, zjawiska nierównowagowe nie są tak istotne stąd model równowagowy był dokładniejszy.

6.3. Wnioski

Rozwinąłem wcześniejszy nierównowagowy model wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych dodając równanie transportu powietrza, modyfikując sposób obliczania transportu kapilarnego oraz ujednolicając model zmiany fazy. Model zwalidowałem z wykorzystaniem stanowiska, które specjalnie zaprojektowałem i wykonałem w celu sprawdzenia modelu. Wyniki symulacji dobrze odwzorowywały przebieg pomiaru w pierwszym etapie procesu suszenia, czyli podczas obniżenia i stabilizacji temperatury, oraz początkowy powolny jej wzrost. Obliczony przebieg temperatury przez około 6 godzin procesu oraz przebieg zmiany masy przez około 12 godzin zgadzają się z eksperymentem bardzo dobrze. Od około 12 godziny pomiaru model symulował intensywniejsze osuszanie (szybszy spadek masy) co skutkowało niższą przewidywaną temperaturą próbki już od około 6 godziny symulacji.

Wykonałem analizę wrażliwości modelu na zadane parametry, takie jak: gęstość, porowatość otwarta, współczynnik absorpcji wody, maksymalna zawartość wilgoci na skutek podciągania kapilarnego oraz objętościowy współczynnik wymiany masy wewnątrz porów, który związany był z nierównowagą pomiędzy fazami wilgoci. Zmiany współczynnika w zakresie od $2.5 \cdot 10^{-4}$ m/s do 10^{-3} m/s miały umiarkowany wpływ na uzyskiwane wyniki, to znaczy wartości temperatury mieściły się w zakresie niepewności pomiaru. Wyniki symulacji uzyskane przy wyższych lub niższych wartościach tego współczynnika znacząco odbiegały od danych pomiarowych.

Model nierównowagowy porównałem z eksperymentem i modelem opisanym w literaturze [43]. Zaproponowany model uzyskał lepszą dokładność niż referencyjny model równowagowy [43] w pierwszej fazie osuszania (pomiędzy 1 a 5 godziną procesu) natomiast w drugiej fazie procesu przewidywał niższą temperaturę niż zmierzona w eksperymencie i miał mniejszą dokładność niż model równowagowy.

Rozdział 7.

Podsumowanie i wnioski

Celem pracy było sformułowanie nierównowagowego modelu wymiany ciepła i wilgoci w materiałach budowlanych oraz zastosowanie modelu do analizy energochłonności procesu osuszania ścian budynku. Sformułowałem nowy nierównowagowy model wymiany ciepła i wilgoci w porowatych materiałach budowlanych. Model uwzględniał transport wilgoci ciekłej, pary wodnej, jak również wymianę ciepła. Opracowałem pod-model nierównowagowej zmiany fazy (parowanie-skraplanie). Zaimplementowałem model w programie ANSYS Fluent przy użyciu zaawansowanych funkcji użytkownika, takich jak UDF, UDS i UDM oraz w sposób uniwersalny pozwalający na prowadzenie symulacji 2 i 3D. Oprogramowanie komercyjne posłużyło mi jako platforma do rozwiązywania własnych równań, natomiast bez użycia UDFów nie było możliwe wykonanie symulacji osuszania materiałów budowlanych, ponieważ oprogramowanie nie zawiera stosownego wbudowanego modelu. Zweryfikowałem model przy użyciu danych uzyskanych za pomocą dwóch modeli równowagowych.

Następnie wykorzystałem model do optymalizacji procesu osuszania zawilgoconej ściany budynku. Przeprowadziłem symulacje dla fragmentu ściany osuszanej za pomocą metody termoiniekcji. Początkowe symulacje przeprowadziłem dla pięciu stałych temperatur powietrza osuszającego (20, 30, 40, 50 i 60°C) oraz dla zawartości wilgoci odpowiadających czterem porom roku (zima, wiosna, lato i jesień). Wyniki symulacji pokazały, że w początkowej fazie osuszania użycie niższej temperatury powietrza było bardziej efektywne, natomiast, aby uzyskać niższe zawartości wilgoci w ścianie wymagane było użycie wyższej temperatury powietrza osuszającego.

Na podstawie pierwszych obliczeń osuszania ściany zaproponowałem trzy strategie prowadzenia procesu ze zmienną temperaturą powietrza suszącego. W pierwszej strategii (dwusegmentowa) temperatura na początku wynosiła 20°C, a po upływie przedziału czasowego wynoszącego 12, 24 lub 48 h temperatura wzrastała do 60°C. Druga strategia (wielosegmentowa) była modyfikacją strategii dwusegmentowej. Ta strategia nie była zaproponowana wcześniej i była moim autorskim pomysłem. Początkowo niska temperatura (20°C) wzrastała o 10 K co przedział czasowy (12, 24 lub 48 h), aż do osiągnięcia temperatury 60°C. Ostatnia analizowana strategia (przemienne) to osuszanie na przemian powietrzem o temperaturze 20°C i 60°C. Zmiana temperatury następowała co przedział czasowy (12, 24

lub 48h). Symulacje przeprowadziłem dla osuszania przy zawartości wilgoci w powietrzu suszącym odpowiadającej trzem porom roku (zima, wiosna i lato). Analizę wykonałem dla trzech zaproponowanych strategii oraz dla osuszania ze stałą temperaturą powietrza suszącego jako referencji. Zbadałem trzy przedziały czasowe zmiany parametrów powietrza wynoszące 12, 24 i 48 h. Strategia dwusegmentowa i wielosegmentowa umożliwiły oszczędności energii w stosunku do osuszania ze stałą temperaturą. Wynosiły one do 5.9% dla zimy przy zastosowaniu strategii wielosegmentowej z przedziałem czasowym 48 h. Oszczędności energii były większe dla niskich zawartości wilgoci w powietrzu (zima) niż dla wysokich (lato). Strategia wielosegmentowa dawała większe oszczędności przy niskich zawartościach wilgoci w ścianie niż strategię dwusegmentową. Strategia wielosegmentowa przejściowo (dla umiarkowanych zawartości wilgoci w ścianie) miała większą energochłonność niż osuszanie ze stałą temperaturą powietrza suszącego, ale na koniec procesu wymagała mniej energii niż strategia odniesienia. Zwiększanie przedziału czasowego poprawiało oszczędności energii. Strategia przemienne była nieefektywna. Na podstawie uzyskanych wyników strategia dwusegmentowa (skokowa) została wykorzystana w praktyce przez firmę SILTEN POLSKA sp. z o.o. sp. k.

Wykorzystywany we wcześniejszych symulacjach model dopracowałem, uwzględniając transport powietrza i zvalidowałem na podstawie danych z własnego eksperymentu. Stanowisko doświadczalne zaprojektowałem i wykonałem specjalnie do celów walidacji. Przeprowadziłem pomiary dla osuszania próbki wykonanej z betonu komórkowego. Zmierzyłem przebiegi temperatury na spodzie próbki oraz zmianę masy próbki w trakcie procesu. Wyniki symulacji wykazały dobrą zgodność modelu z eksperymentem w pierwszej fazie osuszania, czyli podczas spadku temperatury i stabilizacji, natomiast druga faza, czyli faza wzrostu temperatury i zmniejszenia tempa osuszania, nie była tak dobrze odwzorowana. Model zaniżał temperaturę na spodzie próbki oraz zawyżał zmianę masy.

Pomimo wykonania szeregu prac, dalsze badania w zakresie modelowania i optymalizacji procesu osuszania powinny być kontynuowane. Należy poprawić dokładność modelu w drugiej fazie osuszania, jak również przeprowadzić symulacje procesu osuszania dla geometrii 3D w celu kompleksowego spojrzenia na proces.

Bibliografia

- [1] L.E. Richter, A. Carlos, D.M. Beber, Improving energy and resources efficiency, (2018).
- [2] R.C. Shoemaker, D.E. House, Sick building syndrome (SBS) and exposure to water-damaged buildings: Time series study, clinical trial and mechanisms, *Neurotoxicol. Teratol.* 28 (2006) 573–588. <https://doi.org/10.1016/J.NTT.2006.07.003>.
- [3] P.B. Lourenço, E. Luso, M.G. Almeida, Defects and moisture problems in buildings from historical city centres: a case study in Portugal, *Build. Environ.* 41 (2006) 223–234. <https://doi.org/10.1016/J.BUILDENV.2005.01.001>.
- [4] P. Šťastný, J. Gašparík, O. Makýš, Analysis of moisture and salinity of historical constructions before and after the application of REMEDIATIONS, *J. Build. Eng.* 41 (2021) 102785. <https://doi.org/10.1016/J.JOBE.2021.102785>.
- [5] Ł. Cieřlikiewicz, P. Łapka, R. Mirowski, In situ monitoring of drying process of masonry walls, *Energies.* 13 (2020) 1–13. <https://doi.org/10.3390/en13236190>.
- [6] L. Kempton, G. Kokogiannakis, P. Cooper, Mould risk evaluations in residential buildings via site audits and longitudinal monitoring, *Build. Environ.* 191 (2021) 107584. <https://doi.org/10.1016/J.BUILDENV.2020.107584>.
- [7] D. Mudarri, W.J. Fisk, Public health and economic impact of dampness and mold, *Indoor Air.* 17 (2007) 226–235. <https://doi.org/10.1111/j.1600-0668.2007.00474.x>.
- [8] Total population living in a dwelling with a leaking roof, damp walls, floors or foundation, or rot in window frames or floor - EU-SILC survey, (n.d.). https://doi.org/https://doi.org/10.2908/ILC_MDHO01.
- [9] S. Bonderup, L. Middlemiss, Mould or cold? Contrasting representations of unhealthy housing in Denmark and England and the relation to energy poverty, *Energy Res. Soc. Sci.* 102 (2023) 103176. <https://doi.org/10.1016/j.erss.2023.103176>.
- [10] M. Wendołowicz, N. Mikos-Nuszkiewicz, Ł. Cieřlikiewicz, P. Łapka, Badanie właściwości biokompozytowych materiałów budowlanych z materiałem zmiennofazowym, in: D. Mikielewicz, J. Cieřliński, J. Wajs (Eds.), XXV Jubil. Zjazd Termodyn. - Książka Ref., Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej / Politechnika Gdańska (PG), Gdańsk, 2023: pp. 371–374. <https://event.mostwiedzy.pl/event/34/>.

- [11] L. Crespo-López, C. Coletti, A. Arizzi, G. Cultrone, Effects of using tea waste as an additive in the production of solid bricks in terms of their porosity, thermal conductivity, strength and durability, *Sustain. Mater. Technol.* 39 (2024) e00859. <https://doi.org/10.1016/J.SUSMAT.2024.E00859>.
- [12] F.R. d'Ambrosio Alfano, B.I. Palella, G. Riccio, Moisture in historical buildings from causes to the application of specific diagnostic methodologies, *J. Cult. Herit.* 61 (2023) 150–159. <https://doi.org/10.1016/J.CULHER.2023.04.001>.
- [13] E. Kamel, S. Habibi, A.M. Memari, State of the practice review of moisture management in residential buildings through sensors, *Structures.* 59 (2024) 105698. <https://doi.org/10.1016/J.ISTRUC.2023.105698>.
- [14] B.K. Kreiger, W. V. Srubar, Moisture buffering in buildings: A review of experimental and numerical methods, *Energy Build.* 202 (2019) 109394. <https://doi.org/10.1016/J.ENBUILD.2019.109394>.
- [15] E. Franzoni, Rising damp removal from historical masonries: A still open challenge, *Constr. Build. Mater.* 54 (2014) 123–136. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2013.12.054>.
- [16] E. Franzoni, State-of-the-art on methods for reducing rising damp in masonry, *J. Cult. Herit.* 31 (2018) S3–S9. <https://doi.org/10.1016/j.culher.2018.04.001>.
- [17] A. Zegowitz, H. Künzels, S. Giglmeier, Water damage on buildings New efficient drying methods, (2023).
- [18] J. Pazderka, E. Hájková, M. Jiránek, Underground air duct to control rising moisture in historic buildings: Improved design and its drying efficiency, *Acta Polytech.* 57 (2017) 331–339. <https://doi.org/10.14311/AP.2017.57.0331>.
- [19] Ó.L. López, I.M. Torres, Ventilation system for drying out buildings after a flood: Influence of the air change rate on the drying process, *Dry. Technol.* 34 (2016) 1343–1353. <https://doi.org/10.1080/07373937.2015.1112810>.
- [20] Ó.L. López, I. Torres, Ventilation system for drying out buildings after a flood: Influence of the building material, *Dry. Technol.* 35 (2017) 867–876. <https://doi.org/10.1080/07373937.2016.1225084>.
- [21] A. Zegowitz, A. Renzl, W. Hofbauer, J. Meyer, H. Kuenzel, Drying behaviour and

- microbial load after water damage, *Struct. Surv.* 34 (2016) 24–42.
<https://doi.org/10.1108/SS-07-2015-0032>.
- [22] H. Pfister, A. Zegowitz, H. Künzel, Fast, energy efficient and noiseless wall drying system, *Therm. Perform. Exter. Envel. Whole Build.* (2019) 691–699.
- [23] P. Łapka, Ł. Cieřlikiewicz, Efficiency comparison between two masonry wall drying devices using in situ data measurements, *Energies*. 14 (2021).
<https://doi.org/10.3390/en14217137>.
- [24] P. Łapka, Ł. Cieřlikiewicz, M. Ogledziński, Semi-laboratory scale investigation of energy efficiency of masonry wall drying process by applying a thermo-injection method, *Energy Build.* 264 (2022) 112063.
<https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112063>.
- [25] J. Sobotka, R. Kolář, Drying of the Basement Spaces of the Faculty of Arts in Brno, *Appl. Mech. Mater.* 861 (2016) 295–302.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.861.295>.
- [26] Ł. Cieřlikiewicz, P. Łapka, M. Kubiř, M. Wasik, K. Pietrak, P. Furmański, M. Sereďyński, T. Wiřniewski, Experimental investigation of the influence of the relative humidity of air on the drying process of porous building materials, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.* 660 (2019) 012025. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012025>.
- [27] P. Łapka, F. Dietrich, P. Furmański, M. Sinka, G. Sahmenko, D. Bajare, Experimental and numerical estimation of thermal conductivity of bio-based building composite materials with an enhanced thermal capacity, *J. Energy Storage*. 97 (2024) 112943.
<https://doi.org/10.1016/J.EST.2024.112943>.
- [28] A. El Moumen, T. Kanit, A. Imad, Numerical evaluation of the representative volume element for random composites, *Eur. J. Mech. A/Solids*. 86 (2021) 104181.
<https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2020.104181>.
- [29] H.M. Künzel, Simultaneous heat and moisture transport in building components one- and two-dimensional calculation using simple parameters, *Fraunhofer IRB, Stuttgart*, 1995.
- [30] J. Woods, J. Winkler, D. Christensen, Evaluation of the Effective Moisture Penetration Depth Model for Estimating Moisture Buffering in Buildings, 2013.

- [31] CORDIS - EU research results, (n.d.). <https://cordis.europa.eu/project/id/G6RD-CT-2000-00260>.
- [32] A. Nicolai, Modeling and numerical simulation of salt transport and phase transitions in unsaturated porous building materials, Syracuse University PP - United States -- New York, 2008. <https://www.proquest.com/dissertations-theses/modeling-numerical-simulation-salt-transport/docview/304365556/se-2?accountid=27375>.
- [33] J. Langmans, A. Nicolai, R. Klein, S. Roels, A quasi-steady state implementation of air convection in a transient heat and moisture building component model, *Build. Environ.* 58 (2012) 208–218. <https://doi.org/10.1016/J.BUILDENV.2012.07.011>.
- [34] PN-EN ISO 12571:2022-04, Ciepłno-wilgotnościowe właściwości użytkowe materiałów i wyrobów budowlanych -- Określanie właściwości sorpcyjnych, (2022).
- [35] F. Tariku, K. Kumaran, P. Fazio, Transient model for coupled heat, air and moisture transfer through multilayered porous media, *Int. J. Heat Mass Transf.* 53 (2010) 3035–3044. <https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2010.03.024>.
- [36] R. Belarbi, M. Qin, A. Aït-Mokhtar, L.O. Nilsson, Experimental and theoretical investigation of non-isothermal transfer in hygroscopic building materials, *Build. Environ.* 43 (2008) 2154–2162. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2007.12.014>.
- [37] M. Qin, A. Aït-Mokhtar, R. Belarbi, Two-dimensional hygrothermal transfer in porous building materials, *Appl. Therm. Eng.* 30 (2010) 2555–2562. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2010.07.006>.
- [38] R. Allam, N. Issaadi, R. Belarbi, M. El-Meligy, A. Altahrany, Hygrothermal behavior for a clay brick wall, *Heat Mass Transf. Und Stoffuebertragung.* 54 (2018) 1579–1591. <https://doi.org/10.1007/s00231-017-2271-5>.
- [39] D. Lelievre, T. Colinart, P. Glouannec, Hygrothermal behavior of bio-based building materials including hysteresis effects: Experimental and numerical analyses, *Energy Build.* 84 (2014) 617–627. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.09.013>.
- [40] T. Colinart, D. Lelievre, P. Glouannec, Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall, *Energy Build.* 112 (2016) 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.11.027>.

- [41] Z. Zhang, M. Thiery, V. Baroghel-Bouny, Numerical modelling of moisture transfers with hysteresis within cementitious materials: Verification and investigation of the effects of repeated wetting–drying boundary conditions, *Cem. Concr. Res.* 68 (2015) 10–23. <https://doi.org/10.1016/J.CEMCONRES.2014.10.012>.
- [42] A.W.M. Van Schijndel, S. Goesten, H.L. Schellen, Simulating the complete HAMSTAD benchmark using a single model implemented in Comsol, *Energy Procedia.* 132 (2017) 429–434. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2017.09.651>.
- [43] M. Van Belleghem, M. Steeman, H. Janssen, A. Janssens, M. De Paepe, Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD, *Build. Environ.* 81 (2014) 340–353. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2014.06.024>.
- [44] M. Van Belleghem, M. Steeman, A. Janssens, M. De Paepe, Drying behaviour of calcium silicate, *Constr. Build. Mater.* 65 (2014) 507–517. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2014.04.129>.
- [45] V.A.F. Costa, M.L. Mendonça, A.R. Figueiredo, Modeling and simulation of wetted porous thermal barriers operating under high temperature or high heat flux, *Int. J. Heat Mass Transf.* 51 (2008) 3342–3354. <https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2007.11.033>.
- [46] M. Seredyński, M. Wasik, P. Łapka, P. Furmański, Ł. Cieślukiewicz, K. Pietrak, M. Kubiś, T.S. Wiśniewski, M. Jaworski, Investigation of the equilibrium and non–equilibrium models of heat and moisture transport in a wet porous building material, *E3S Web Conf.* 128 (2019) 06008. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912806008>.
- [47] P. Talukdar, O.F. Osanyintola, S.O. Olutimayin, C.J. Simonson, An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part II: Experimental, numerical and analytical data, *Int. J. Heat Mass Transf.* 50 (2007) 4915–4926. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.03.025>.
- [48] T. Busser, J. Berger, A. Piot, M. Pailha, M. Woloszyn, Comparison of model numerical predictions of heat and moisture transfer in porous media with experimental observations at material and wall scales: An analysis of recent trends, *Dry. Technol.* 37 (2019) 1363–1395. <https://doi.org/10.1080/07373937.2018.1502195>.

- [49] N. Reuge, F. Collet, S. Pretot, S. Moissette, M. Bart, O. Style, A. Shea, C. Lanos, Hygrothermal transfers through a bio-based multilayered wall: Modeling study of different wall configurations subjected to various climates and indoor cyclic loads, *J. Build. Phys.* (2023). <https://doi.org/10.1177/17442591221142501>.
- [50] N. Reuge, F. Collet, S. Pretot, S. Moissette, M. Bart, O. Style, A. Shea, C. Lanos, Hygrothermal effects and moisture kinetics in a bio-based multi-layered wall: Experimental and numerical studies, *Constr. Build. Mater.* 240 (2020) 117928. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117928>.
- [51] N. Reuge, F. Collet, S. Pretot, S. Moissette, M. Bart, C. Lanos, Modeling of hygrothermal transfers through a bio-based multilayered wall tested in a bi-climatic room, *J. Build. Eng.* 32 (2020) 101470. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101470>.
- [52] M.M. Jensen, B. Johannesson, M.R. Geiker, Framework for reactive mass transport: Phase change modeling of concrete by a coupled mass transport and chemical equilibrium model, *Comput. Mater. Sci.* 92 (2014) 213–223. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.05.021>.
- [53] Y. Hosokawa, K. Yamada, B. Johannesson, L.O. Nilsson, Development of a multi-species mass transport model for concrete with account to thermodynamic phase equilibriums, *Mater. Struct. Constr.* 44 (2011) 1577–1592. <https://doi.org/10.1617/s11527-011-9720-2>.
- [54] B. Johannesson, M. Janz, A two-phase moisture transport model accounting for sorption hysteresis in layered porous building constructions, *Build. Environ.* 44 (2009) 1285–1294. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2008.09.018>.
- [55] F. Georget, J.H. Prévost, B. Huet, Impact of the microstructure model on coupled simulation of drying and accelerated carbonation, *Cem. Concr. Res.* 104 (2018) 1–12. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2017.11.008>.
- [56] B. Johannesson, U. Nyman, A Numerical Approach for Non-Linear Moisture Flow in Porous Materials with Account to Sorption Hysteresis, *Transp. Porous Media.* 84 (2010) 735–754. <https://doi.org/10.1007/s11242-010-9538-3>.
- [57] M. Van Belleghem, *Modelling coupled heat and moisture transfer between air and porous materials for building applications*, 2013.

- [58] J. Kubik, Podstawy fizyki budowli : podręcznik akademicki, Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej, Opole, 2008.
- [59] P. Łapka, M. Wasik, Ł. Cieślukiewicz, P. Furmański, Testing of a new non-equilibrium heat and moisture transfer model in porous building materials, E3S Web Conf. 172 (2020) 04003. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202017204003>.
- [60] Y.A. Cengel, Heat transfer, second edition, McGraw-Hill Education, Boston, 1995.

Lista załączników

W załącznikach znajdują się pełne teksty publikacji naukowych opisanych w rozdziałach 3-6 oraz oświadczenia współautorów publikacji o udziale autora rozprawy. Załączniki są prezentowane w następującej kolejności:

- I. Mirosław Seredyński, **Michał Wasik**, Piotr Łapka, Piotr Furmański, Łukasz Cieślukiewicz, Karol Pietrak, Michał Kubiś, Tomasz S. Wiśniewski, Maciej Jaworski, *Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material*, Energies 13 (2020) 214, DOI:10.3390/en13010214
- II. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in Polish climatic conditions*, Energy 240 (2022) 122694, DOI:10.1016/j.energy.2021.122694
- III. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air*, Energy 282 (2023) 128085, DOI:10.1016/j.energy.2023.128085
- IV. **Michał Wasik**, Piotr Łapka, *Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials*, International Communications in Heat and Mass Transfer 165 (2025) 109101, DOI:10.1016/j.icheatmasstransfer.2025.109101
- V. Oświadczenia współautorów publikacji o udziale autora rozprawy

Article

Analysis of Non-Equilibrium and Equilibrium Models of Heat and Moisture Transfer in a Wet Porous Building Material [†]

Mirosław Seredyński , Michał Wasik, Piotr Łapka * , Piotr Furmański, Łukasz Cieślakiewicz, Karol Pietrak, Michał Kubiś, Tomasz S. Wiśniewski and Maciej Jaworski

Institute of Heat Engineering, Faculty of Power and Aeronautical Engineering, Warsaw University of Technology, 00-665 Warsaw, Poland; mirosław.seredyński@pw.edu.pl (M.S.); michał.wasik@itc.pw.edu.pl (M.W.); piotr.furmanski@itc.pw.edu.pl (P.F.); lukasz.cieslikiewicz@itc.pw.edu.pl (Ł.C.); karol.pietrak@itc.pw.edu.pl (K.P.); michał.kubis@itc.pw.edu.pl (M.K.); tomasz.wisniewski@itc.pw.edu.pl (T.S.W.); maciej.jaworski@itc.pw.edu.pl (M.J.)

* Correspondence: piotr.lapka@pw.edu.pl

[†] This paper is an extended version of our paper published in XII International Conference on Computational Heat, Mass and Momentum Transfer (ICCHMT2019), Rome, Italy, 3–6 September 2019.

Received: 28 November 2019; Accepted: 26 December 2019; Published: 2 January 2020



Abstract: In the proposed paper, non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer through wet building materials are presented and compared. In the former, the mass transfer between liquid and gaseous moisture results from the difference between the partial pressure of water vapor and its saturation value. In the second model, the equilibrium between both phases is assumed. In the non-equilibrium model, liquid moisture can be in the continuous (funicular) or discontinuous (pendular) form. The transfer of moisture for each proposed model is tightly coupled with the energy transfer, which is assumed to be an equilibrium process. The time step and grid size sensitivity analysis of both numerical models are performed primarily. The verification of the model is based also on the numerical data available in literature. Finally, obtained with considered models, temporal variations of moisture content in three locations in the computational domain are compared. Reasonable conformity of results is reported, and discrepancies related to differences in formulations of models are discussed.

Keywords: building material; drying; equilibrium model; heat and moisture transfer; non-equilibrium model; numerical modeling; porous material

1. Introduction

Transfer of moisture in porous building materials is an important phenomenon related to the drying building structures. It includes concurrent multi-phase transfer of water in the multi-scale porous structure which is additionally accompanied by heat flow. Water may take the form of a gaseous phase as well as a continuous (funicular) or discontinuous (pendular) liquid phase.

Numerical modeling of related processes is a focus of concern for many researchers around the world. Several approaches to model combined moisture and heat transfer in various porous materials may be found in literature.

Early attempts to derive coupled balance equations of moisture and energy were undertaken by Whitaker [1]. The concept of representative elementary volume was utilized for the rigorous derivation of transport equations. Salagniac et al. [2] proposed a numerical model of drying a porous material during combined convective, infrared, and microwave heating. The one-dimensional model, based on the approach proposed in [3], consisted of energy, dry air, and total moisture balance equations.

The infrared and microwave heating affects were treated as the surface and volumetric sources, respectively. Early models of combined heat, air, and moisture transfer in components of the building were developed and validated by several authors as a part of the Heat, Air and Moisture Standards Development (HAMSTAD) project [4].

A two-equation model of the process of drying wet building materials, which accounted for the presence of water and vapor, was proposed by Van Belleghem et al. [4,5]. Capillary pressure and temperature were assumed as independent variables. The model was utilized to study the concurrent capillary water transfer and vapor diffusion in one-dimensional (1D) and two-dimensional (2D) domains. This approach was found to be superior over those previously developed by the same authors [6,7], where transported variables were the relative mass fraction of water vapor and temperature. It was pointed out that the models presented in [6,7] were valid for the hygroscopic range only (i.e., for the relative humidity below 98%) where the water was discontinuous across the domain (i.e., in funicular form) and the diffusive transfer of water vapor was dominant. In all the models presented above, the effect of the motion of dry air was neglected. In turn, Janetti et al. [8] presented a two-equation model of moisture and heat transferred across porous building material (i.e., silicate brick). Relative humidity and temperature were assumed as independent variables. The model was implemented in the framework of the commercial package COMSOL. Results predicted with the proposed model were positively validated with experimental data. Belleudy et al. [9] proposed a computational model capable of accounting for the transfer of moisture and heat across walls of the complex structure and for accompanying leakage air flow between components of the wall. In the model three main phenomena were accounted for, namely vapor diffusion and capillary suction in the porous medium and advective moist air transfer through thin channels. The transport equations were expressed in terms of two parameters, namely the temperature of the medium and relative humidity. A model of the moisture transfer in the clay brick was developed Allam et al. [10]. This model was based on the same driving potentials used in [9].

The extended model of moisture and heat transfer in homogeneous porous building materials was presented in [11,12]. It consisted of four transport equations, describing vapor, dry air, liquid moisture, and energy transport. The densities of dry air and water vapor as well as liquid moisture volume fraction and temperature were used as independent variables.

The problem of concurrent moisture and energy transport was also solved in the context of hygroscopic porous textiles or fibrous materials [13]. In the model proposed in [13], temperature, water vapor concentration, moisture concentration in fibers, and water content in the fibrous batting were used as independent variables. This model accounted for moisture flow driven by the partial pressure of water vapor, the movement of liquid condensate, the existence of a supersaturation state in the condensing region, and dynamic moisture absorption by fibers in fibrous materials. In turn, in the model of hygrothermal behavior of protective garments subjected to high external radiative heat flux presented by Łapka et al. [14,15], the governing equations for moisture and heat flow were formulated using the volume fraction of bound water, vapor density, and temperature. The model developed by Łapka et al. [14,15] also dealt with conductive and radiative heat transfer accompanied by the diffusion of the vapor through fabrics and airgaps and with phase transition of moisture to or from the bound state in fabric fibers.

Recently, both models proposed in this paper were investigated in [16], but no radiative heat transfer at the dried surface was considered nor time step size or mesh density sensitivity analysis was performed. Presented temperature variations at the selected point in the domain were compared with the reference numerical data. A good coincidence of results predicted with the equilibrium model and the reference was observed.

In this study two different approaches to the coupled moisture and heat transfer are investigated. In the first one, the transfer of moisture has a non-equilibrium nature. To describe the transport processes the multi domain approach is adopted, so separate mass transfer equations for liquid water and water vapor are formulated, and interphase mass transfer processes are expressed as source terms, related also

to microstructure of the porous medium. The mass transfer between liquid and gas phases is driven by the difference between the partial pressure of moisture in the gas phase and its saturation value. The local thermal equilibrium between all phases is assumed, so in the non-equilibrium model the independent variables are vapor density, water volume fraction and temperature. The second considered approach, the equilibrium one, assumes the existence of equilibrium mass and energy transfer between the phases. Two independent variables are used: total moisture content and temperature. On this basis the total moisture and energy transfer equations are formulated.

The former model is implemented as the in-house simulation code while the second one is implemented in the framework of the commercial software ANSYS Fluent® (v.19.2, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA) using customization interfaces like user-defined function (UDF), user-defined memory (UDM), and user-defined scalar (UDS). Proposed approaches are justified by further plans regarding the development of simulation codes. The simplified, equilibrium model will be used for optimization of the drying process in the simple geometries considered only. This demands development of fast, robust software, even if simplified physics of the process is taken into account. The non-equilibrium model will be used in the future for full-scale simulations of the processes involving real geometries and coupled transport phenomena in building material and ambient air, thus it was implemented in the framework of the commercial software. This will allow for fast and easy application of complex three-dimensional (3D) geometries.

In the next sections of the paper both models are presented with relevant boundary and initial conditions as well as all closing relationships. Moreover, the considered case is described, and data needed in numerical simulations are presented. Then the time step and mesh size sensitivity analyses were carried out for both considered numerical models. Subsequently, the models are verified in the simplified way and the results predicted by them are compared in three points in the computational domain.

2. Descriptions of Models

2.1. General Assumptions

The considered building material, namely brick, is treated as a porous material. The solid phase is a material of brick in which pores, water, and humid air are present. Water can be in a continuous (funicular) or discontinuous (pendular) state. The sum of volume fractions of the solid phase, ε_s , liquid phase (funicular and pendular), ε_l , and vapor, ε_v , is equal to 1; so, $\varepsilon_s + \varepsilon_l + \varepsilon_v = 1$. Volume fraction of the solid phase is constant, so volume fraction of pores is also constant (i.e., $\varepsilon_p = \varepsilon_l + \varepsilon_v = \text{const}$). The amount of water in the pores of the building material changes due to transport driven by the gradient of the capillary pressure as well as evaporation and condensation processes, while the amount of vapor changes due to diffusion and phase change processes as well. The thermal equilibrium across phases is assumed in both models, so the single equation of energy transfer is considered. In the non-equilibrium model liquid and heat transfer are related to moisture movement, but in the pendular state of water they are neglected. The total pressure, p , in the porous medium is assumed constant and equal to 101,325 Pa, which allows for simplification of both mathematical models and elimination of the equation for balance of air [11,12]. In the two subsequent sections both models of concurrent moisture and heat transfer, namely the non-equilibrium and equilibrium ones, are presented. They are supplemented with closure relations as well as boundary and initial conditions, which are also presented below.

2.2. Non-Equilibrium Model

In the non-equilibrium model the finite rate of condensation and evaporation is assumed. Hence, the following separated balance equations for condensed water and water vapor are taken into account:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_g \rho_v) + \nabla \cdot j_v = \dot{m}_{lv} \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_l \rho_l) + \nabla \cdot j_l = -\dot{m}_{lv} \quad (2)$$

Mass fluxes of water vapor and water are related to density of vapor, ρ_v , and capillary pressure, p_c , respectively, by the following formulas:

$$j_v = D_{v,ef} \nabla \rho_v \quad (3)$$

$$j_l = K_l \nabla p_c \quad (4)$$

where $D_{v,ef}$ and K_l are the effective water vapor diffusivity and water permeability, respectively. All closure relations are listed in Section 2.4 and material properties are listed in Table 1. Intensity of evaporation and condensation, $\dot{m}_{lv}$, is driven by the difference between the actual and equilibrium saturation density in pores of the wet building material and is given by the following equation:

$$\dot{m}_{lv} = \begin{cases} h_{vl} a_s \frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_p} (\rho_{v,sat} - \rho_v) & \text{for evaporation} \\ h_{vl} a_s (\rho_{v,sat} - \rho_v) & \text{for condensation} \end{cases} \quad (5)$$

The coefficient h_{vl} is the mass transfer coefficient between water vapor and water, while a_s describes pore area per unit volume. The mass flow rate per unit volume assumes a positive value for evaporation, and negative one for condensation. The $\varepsilon_l/\varepsilon_p$ ratio denotes the part of the pore volume occupied by liquid moisture.

The equilibrium heat transfer between water, moist air, and solid material of brick is assumed, so the locally averaged temperature is equal to its phase-wise averaged counterparts and the following single energy balance equation is considered:

$$\frac{\partial}{\partial t}[(\rho c)_{ef} T] + \nabla \cdot (j_l h_l) + \nabla \cdot (j_v h_v) + \nabla \cdot (j_a h_a) = \nabla \cdot (k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{lv} \Delta h_{lv}. \quad (6)$$

where Δh_{lv} is the latent heat of evaporation.

2.3. Equilibrium Model

The equilibrium model of moisture and heat flow in the porous building material consists of balance equations for total moisture and energy. The former is the sum of water and water vapor contents. After summation of transport Equations (1) and (2), the total moisture transport equation takes the following form:

$$\frac{\partial W}{\partial t} + \nabla \cdot j_l + \nabla \cdot j_v = 0 \quad (7)$$

while the energy transfer equation is as follows:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \nabla \cdot (j_l h_l) + \nabla \cdot (j_v h_v) + \nabla \cdot (j_a h_a) = \nabla \cdot (k_{ef} \nabla T) \quad (8)$$

where the total volumetric moisture content and total enthalpy are given with the following equations:

$$W = W_l + W_g = \rho_l \varepsilon_l + \rho_v \varepsilon_g \quad (9a)$$

$$H = \rho_s \varepsilon_s h_s + \rho_l \varepsilon_l h_l + \rho_v \varepsilon_g h_v + \rho_a \varepsilon_g h_a \quad (9b)$$

Mass fluxes of water and water vapor are driven with gradients of capillary pressure and density of vapor, given by Equations (3) and (4), respectively. They can be expressed as functions of two independent variables (i.e., total moisture content, W , and temperature, T) in the following ways:

$$j_v = D_v^T \nabla T + D_v^W \nabla W \quad \text{and} \quad j_l = D_l^T \nabla T + D_l^W \nabla W \quad (10)$$

Thus, the moisture balance equation assumes the following form:

$$\frac{\partial W}{\partial t} + \nabla \cdot [(D_v^T + D_l^T) \nabla T + (D_v^W + D_l^W) \nabla W] = 0 \quad (11)$$

Based on the above representation of moisture fluxes and definitions of specific enthalpies (Section 2.4), the energy balance equation takes the following form:

$$\frac{\partial}{\partial t} [(\rho c)_{ef} T] + \left[(D_v^T c_{p,v} + D_l^T c_l + D_a^T c_{p,a}) \nabla T + (D_v^W c_{p,v} + D_l^W c_l + D_a^W c_{p,a}) \nabla W \right] \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{lv} \Delta h_{vl} \quad (12)$$

The transport coefficients present in Equations (10)–(12) are defined as follows:

$$\begin{aligned} D_v^T &= -D_a^T = -\frac{M_a M_v}{M_g B T} D_{v,ef} \frac{\partial p_v}{\partial T} & \text{and} & & D_l^T &= K_l \frac{\partial p_c}{\partial T} \\ D_v^W &= -D_a^W = -\frac{M_a M_v}{M_g B T} D_{v,ef} \frac{\partial p_v}{\partial W} & \text{and} & & D_l^W &= K_l \frac{\partial p_c}{\partial W} \end{aligned} \quad (13)$$

The evaporation and condensation intensity is obtained from the equation:

$$\dot{m}_{lv} = dW_v / dt \quad (14)$$

where the water content in the gaseous and liquid phase can be determined with the equation:

$$W_v = \frac{W / \rho_l - \varepsilon_p}{1 / \rho_l - 1 / \rho_v} \quad \text{and} \quad W_l = \frac{\varepsilon_p - W / \rho_v}{1 / \rho_l - 1 / \rho_v}. \quad (15)$$

The main difference between the presented models in this and previous sections is the way of accounting for the mechanism of evaporation and condensation. In the non-equilibrium model, it is driven by the difference between actual density of water vapor and its value corresponding to the saturation state, so the finite rate of water transport between water and humid air is accounted for. Rate of moisture transfer across the phase interface is also related to the local microstructure of the porous medium (area density) which enables more accurate modeling of underlying processes but also needs more specific closure relations. This statement of the problem requires at least three variables, which account for water content in liquid and vapor phases as well as temperature. In the fully equilibrium model, changes in the moisture content of the liquid and vapor forms are established immediately, so water content in the liquid and vapor phases are tightly coupled. In this model two variables are enough to capture concurrent moisture and heat transfer, namely total moisture content and temperature. Moisture content in both phases can be immediately determined with Equation (15).

2.4. Material Properties and Closure Relationships

The systems of transport equations, Equations (1), (2), and (6) as well as Equations (11) and (12), are closed by the following relationships [6]:

- Pore area per unit volume:

$$a_s = \frac{6}{d_{av}(1 - \varepsilon_s)} \quad (16)$$

- Vapor diffusivity in pores:

$$D_{v,ef} = \frac{2.61 \cdot 10^{-5} M_v (1 - W / W_{cap})}{C_{dry} B T [0.503 (1 - W / W_{cap})^2 + 0.497]} \quad (17)$$

- Effective thermal conductivity of the moist brick:

$$k_{ef} = k_s + 0.0047W \quad (18)$$

- Water permeability in the brick:

$$K_l = \frac{1.1437 \cdot 10^{-9}}{\left[1 + (1.76 \cdot 10^{-5} p_c)^{4.3}\right]^{1.6}} \quad (19)$$

- Vapor saturation pressure:

$$p_{v,sat} = 614.3 \exp\left(17.06 \frac{T - 273.15}{T - 40.25}\right) \quad (20)$$

- Modified saturation pressure:

$$p_v = p_{v,sat} \exp\left(-\frac{p_c M_v}{\rho_l B T}\right) \quad (21)$$

- Liquid saturation:

$$s = \frac{\varepsilon_l}{1 - \varepsilon_s} \quad (22)$$

- Retention curve which was applied to find the capillary pressure:

$$W(p_c) = W_{cap} \left\{ \begin{array}{l} 0.846 \left[1 + (1.394 \cdot 10^{-5} p_c)^4 \right]^{-0.75} + \\ 0.154 \left[1 + (0.9011 \cdot 10^{-5} p_c)^{1.69} \right]^{-0.408} \end{array} \right\} \quad (23)$$

- Water vapor density for saturation conditions:

$$\rho_v = \frac{p_v M_v}{B T} \quad (24)$$

- Effective heat capacity:

$$(\rho c)_{ef} = \varepsilon_s \rho_s c_s + \varepsilon_l \rho_l c_l + \varepsilon_g \rho_a c_{p,a} + \varepsilon_g \rho_v c_{p,v} \quad (25)$$

- Specific enthalpies:

$$\begin{aligned} h_s &= c_s (T - T_{ref}) & \text{and} & & h_v &= c_{p,v} (T - T_{ref}) + \Delta h_{vl} \\ h_l &= c_l (T - T_{ref}) & \text{and} & & h_a &= c_{p,a} (T - T_{ref}) \end{aligned} \quad (26)$$

In addition to these relationships, the ideal gas relationship was applied for calculations of dry and moist air as well as vapor parameters. Some closure relations, like for vapor diffusivity, effective thermal conductivity, and water permeability, depend on the type of material and its microstructure. Therefore, they are measured and presented in the form of correlations.

All simulations presented in this paper were carried out for ceramic brick, whose thermophysical properties are presented in Table 1.

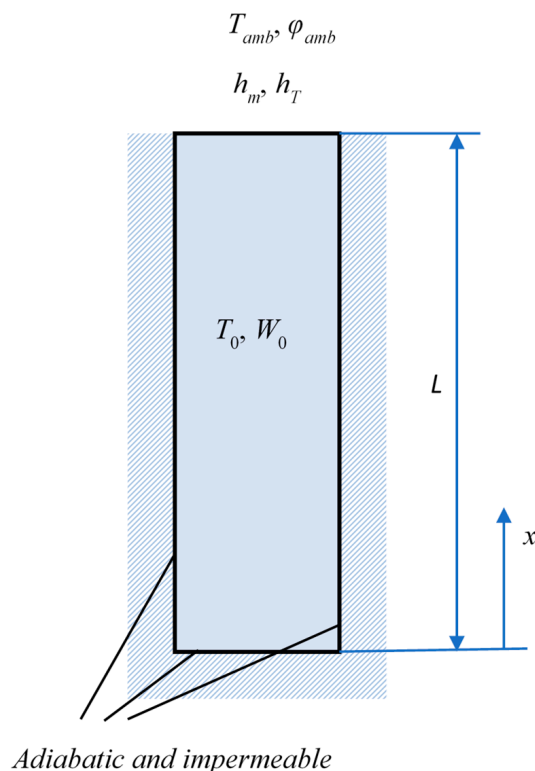
Table 1. Thermophysical properties assumed during simulations [17].

Property	Symbol and Unit	Value
Universal gas constant	B (J/kmol/K)	8314
Dry air specific heat at constant pressure	$c_{p,a}$ (J/kg/K)	1005.0
Water specific heat	c_l (J/kg/K)	4192.1
Brick specific heat	c_s (J/kg/K)	840.0
Vapor specific heat at constant pressure	$c_{p,v}$ (J/kg/K)	1875.2
Water vapor resistance diffusion factor	C_{dry}	24.79
Average pore diameter	d_{av} (m)	1.6×10^{-5}
Mass transfer coefficient between vapor and water in the porous medium	h_{vl} (m/s)	10^{-4}
Brick thermal conductivity	k_s (W/m/K)	1.0
Dry air molecular mass	M_a (kg/kmol)	28.86
Vapor molecular mass	M_v (kg/kmol)	18
Capillary moisture content	W_{cap} (kg/m ³)	130.0
Volume fraction of pores (brick porosity)	ε_p	0.13
Latent heat of evaporation	Δh_{vl} (J/kg)	2.5×10^6
Water density	ρ_l (kg/m ³)	1000.0
Brick density	ρ_s (kg/m ³)	2087.0

3. Numerical Implementation

3.1. Description of the Studied Case

Numerical calculations were carried out for drying ceramic brick with a thickness equal to $L = 3$ cm which is schematically presented in Figure 1. Only the top wall of the sample was in contact with the drying medium (i.e., air). The other walls (i.e., bottom and side walls) were adiabatic and impermeable for moisture. Therefore, moisture and heat transfer in the considered computational domain may be approximated by the one-dimensional (1D) transfer process. This case corresponds to an experimental setup in which only one surface of the sample is exposed to drying medium, while the others are insulated and sealed.

**Figure 1.** Schematic of the brick with boundary and initial conditions considered in numerical simulations.

The top wall of the computational domain was in contact with ambient air which maintained a constant temperature and relative humidity equal to T_{amb} and ϕ_{amb} , respectively. On this wall boundary conditions for moisture and energy transfer equations were imposed. The formulation of both boundary conditions depends on the type of model, whether non-equilibrium or equilibrium, so details are presented separately.

For the non-equilibrium model, the boundary conditions for the moisture balance equations are related to the state of the water at the surface. For the first period of drying, in which water in the pendular state was present at the boundary and evaporation from the surface occurred, mass fluxes of gaseous and liquid moisture were as follows:

$$(D_{v,ef}\nabla\rho_v)_w = \mathbf{j}_{v,w} = 0 \quad (27)$$

$$(-K_l\nabla p_c)_w = \mathbf{j}_{l,w} = h_m\left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{amb}\right) \quad (28)$$

These boundary conditions are valid for $s > s_{min} = 0.25$, when the liquid saturation is higher than the minimal saturation for water in the pendular form. For the second period of drying, in which the liquid saturation dropped below the minimum saturation level (i.e., $s < s_{min} = 0.25$) mass fluxes of gaseous and liquid moisture were as follows:

$$(-D_{v,ef}\nabla\rho_v)_w = \mathbf{j}_{v,w} = h_m\left(\frac{\rho_{v,w}}{\rho_{g,w}} - Y_{amb}\right) \quad (29)$$

$$(-K_l\nabla p_c)_w = \mathbf{j}_{l,w} = 0 \quad (30)$$

The thermal boundary condition for Equation (6) on the top wall was as follows:

$$(-k_{ef}\nabla T)_w = h_t(T_w - T_{amb}) + \frac{\sigma(T_w^4 - T_{amb,rad}^4)}{1/\varepsilon_w + 1/\varepsilon_{amb} - 1} + \Delta h_{lv}\mathbf{j}_{l,w} \quad (31)$$

where the last term on the right-hand side of Equation (31) refers to liquid moisture evaporation or condensation on the top wall. The second term accounts for the surface radiative heat transfer between the heated surface and surroundings.

For the equilibrium model the unique boundary condition for the moisture and heat transfer were defined as follows:

$$\mathbf{j}_{v,w} + \mathbf{j}_{l,w} = h_m(\rho_{v,w} - \rho_{v,amb}) \quad (32)$$

$$(-k_{ef}\nabla T)_w + \mathbf{j}_{v,w}h_{v,w} + \mathbf{j}_{l,w}h_{l,w} = h_t(T_w - T_{amb}) + \frac{\sigma(T_w^4 - T_{amb,rad}^4)}{1/\varepsilon_w + 1/\varepsilon_{amb} - 1} \quad (33)$$

where mass fluxes and enthalpies are given by Equations (9) and (25), respectively.

Boundary conditions parameters assumed in simulations were as follows: the temperature and relative humidity of drying air were equal to $T_{amb} = 23.8^\circ\text{C}$ and $\phi_{amb} = 44\%$, respectively, the heat transfer coefficient was $h_t = 22.5\text{ W/m}^2/\text{K}$, while the mass transfer coefficient was $h_m = 0.0258\text{ kg/m}^2/\text{s}$. The radiative heat flux at the dried surface, present in boundary conditions, Equations (31) and (33), involved emissivities at the top wall and surrounding surfaces equal to $\varepsilon_w = 0.93$ and $\varepsilon_{amb} = 0.97$, respectively and the ambient radiation temperature was equal to $T_{amb,rad} = 23.3^\circ\text{C}$. The Stefan–Boltzmann constant was equal to $\sigma = 5.67 \times 10^{-8}\text{ W/m}^2/\text{K}^4$. Initial conditions for transport equations were as follows: the uniform brick temperature was $T_0 = 23.8^\circ\text{C}$ and the uniform water saturation was $s_0 = 97\%$, which corresponded to the volumetric moisture content of $W_0 = 126.1\text{ kg/m}^3$.

3.2. Numerical Implementation of Models

3.2.1. Non-Equilibrium Model

The non-equilibrium model defined by Equations (1), (2), and (6) with boundary and initial conditions given by Equations (27)–(31), was implemented in the framework of the finite volume method based commercial software ANSYS Fluent®. Development of the numerical model required application of advanced customization interfaces, such as the user defined function (UDF), user defined scalar (UDS), and user defined memory (UDM). The computational model was constrained to two-dimensional (2D) geometry. Numerical calculations were conducted in the following way: For the considered case the model was configured to simulate 1D moisture and heat transfer in the ceramic brick (see Figure 1). The basic mesh had $N_x = 60$ elements along the brick thickness, while only one element was used along the brick width. The basic time step size was equal to $\Delta t = 5$ s, which allowed for stable simulations to be carried out.

3.2.2. Equilibrium Model

The equilibrium model of moisture and heat transfer defined by Equations (11) and (12) with boundary and initial conditions given by Equations (32) and (33), was implemented in the framework of the in-house numerical code. The considered transport equations were discretized on the 1D control volume mesh. To simplify implementation of the boundary condition on the top surface, the “half” control volume was generated at this boundary and the outermost node was coincident with the surface.

The basic simulations were carried out for the uniform spatial 1D grid which had $N_x = 60$ elements across the computational domain. The implicit Euler scheme was applied for discretization of transient terms in both equations. The time step of $\Delta t = 0.5$ s was found to be enough to provide stable solutions. The idea of a separated solver was utilized. This means that in each iteration the balance equation for moisture, given by Equation (11), was solved first and then the supplementary material properties (Equations (17)–(19)), mass fluxes (Equations (3) and (4)), as well as volumetric moisture contents in gaseous and liquid phases (Equation (15)), were evaluated. In the last step the balance equation of energy, given with Equation (12), was solved.

4. Results and Discussion

Primarily, the time step size and mesh density sensitivity analysis were carried out separately for both considered numerical models. The main objective of this step was the assessment of the correctness of numerical implementations of the models. Evolutions of the numerically predicted temperature and total moisture content in the brick at 1 cm depth were predicted and compared for three time step sizes (i.e., $\Delta t = 2.5, 5$, and 10 s for the non-equilibrium model and $\Delta t = 0.25, 0.5$, and 1.0 s for the equilibrium model) and three mesh densities (i.e., $N_x = 30, 60$, and 120 divisions along the brick thickness for both models). Simulations were carried out for data from Section 3.1 and considered only the convective thermal and mass transfer boundary conditions at the top surface. The thermal radiation was neglected in the sensitivity analysis. For different time step sizes, generally results with very good matching were found and therefore these results are not presented. However, some small discrepancies between predicted temperatures with the equilibrium model for various time steps were observed in the second stage of drying. It was due to stiff coupling of many parameters in a nonlinear way, and the equilibrium condition which had to be fulfilled at the end of each time step. Those conditions were relaxed in the non-equilibrium model. Moreover, during tests of both models it was evident that the equilibrium model required a much shorter time step than the non-equilibrium one. Slight differences were observed for variable grid size. Therefore, Figures 2 and 3 present comparisons of the results obtained for different meshes for both models. Very good conformity of temperatures is visible for both models. However, comparison of moisture content shows that the coarsest mesh (i.e., $N_x = 30$) is not enough for the non-equilibrium model, and a finer mesh should be used.

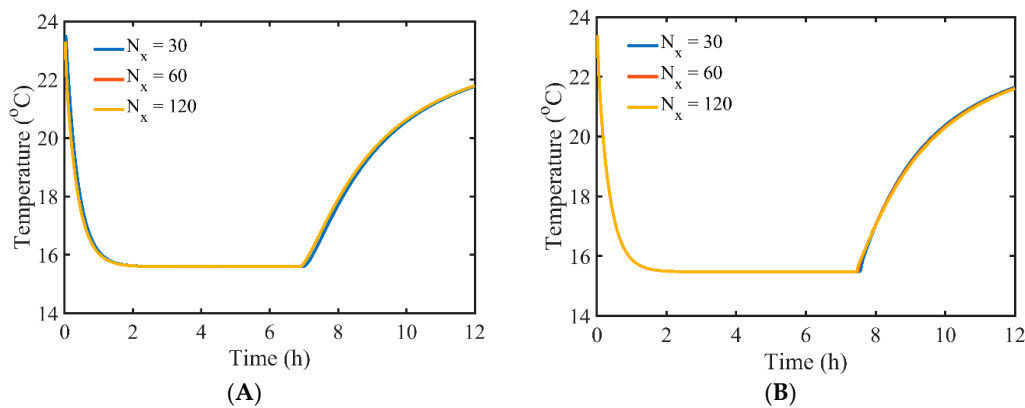


Figure 2. Temporal variations of temperature in the brick at 1 cm depth predicted with a (A) non-equilibrium and (B) equilibrium model for three mesh densities given with number of divisions N_x .

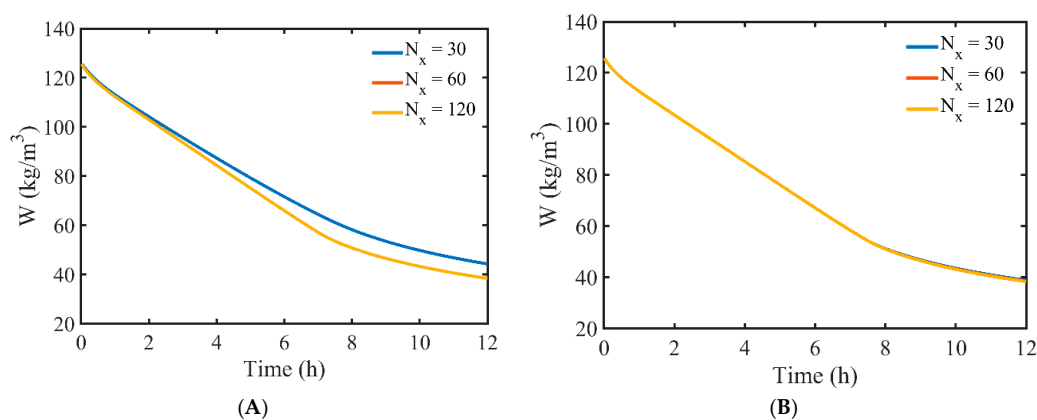


Figure 3. Temporal variations of total moisture content in the brick at 1 cm depth predicted with a (A) non-equilibrium and (B) equilibrium model for three mesh densities given with number of divisions N_x .

Based on these observations the optimum mesh density chosen for subsequent simulations was $N_x = 60$ for both models, while the time step size was set to $\Delta t = 5$ and 0.5 s for the non-equilibrium and equilibrium models, respectively.

Subsequently, both implementations of the proposed simulation models were verified with the results of numerical simulations performed by Belleghem [18]. These results were obtained by applying the simplified equilibrium model in the 1D geometry. The temperatures inside the brick at 1 cm depth are compared in Figure 4. All simulations reflected the same initial and boundary conditions as well as material properties, as listed in Section 2.4. Two options in boundary conditions were considered, namely with and without radiative heat flux (i.e., the second term on the right-hand side of Equations (31) and (33) was included or neglected, respectively). Presented results reveal good conformity of the temperature predicted with all models. For the adjusted value of the mass transfer coefficient between vapor and water equal to $h_{vl} = 2 \times 10^{-5}$ s/m, which is required in the non-equilibrium model, very good matching of the predicted temperature variation with both models and the reference one is observed. Some discrepancies are observed for the equilibrium model at the end of the first period of drying. That can be related to the lack of a predefined switching mechanism between the pendular and funicular modes of moisture transfer in the equilibrium model.

Comparison of volumetric moisture contents predicted with both considered models at the top surface of the brick and inside the building material at a depth of 1 and 2 cm, reveals similar behavior in corresponding points in the first period of drying (see Figure 5). For this case the surface radiative heat flux is neglected. When the total moisture content falls below the s_{min} value, the mode of water transfer is switched from pendular to funicular, so the rate of moisture transfer is considerably reduced. That mechanism is implemented in the non-equilibrium model and neglected in the fully equilibrium

model. This results in the difference of the total moisture content observed at the dried top surface in the second stage of drying. The total moisture, predicted with the equilibrium model, continues its diminution to zero, while the content of water predicted with the second model is maintained at a level close to s_{min} .

The total moisture contents in a considered wet brick sample with dimensions $0.01 \times 0.01 \times 0.03$ m, predicted with both proposed models was very close in the whole considered time range (see Figure 6). It is expected that the difference between moisture contents will increase after the dry out region enlarges.

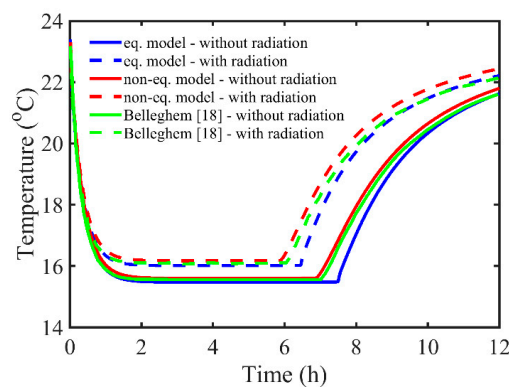


Figure 4. Temporal variations of temperature in the brick at 1 cm depth predicted with non-equilibrium and equilibrium models, compared with reference data [18]. Cases involving surface radiative heat flux are denoted with dashed lines, while the results without surface radiative heat flux are denoted with continuous lines.

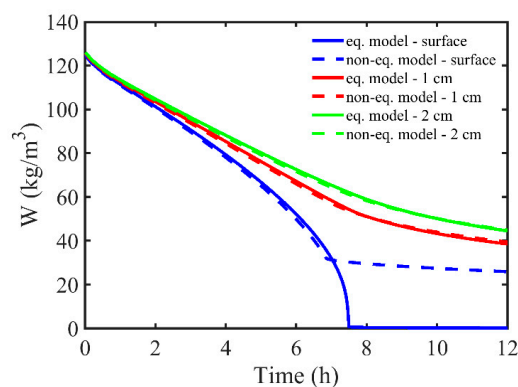


Figure 5. Comparison of temporal variations of the volumetric moisture content predicted with non-equilibrium and equilibrium models, at the surface and inside the dried brick, at a distance of 1 and 2 cm from the surface.

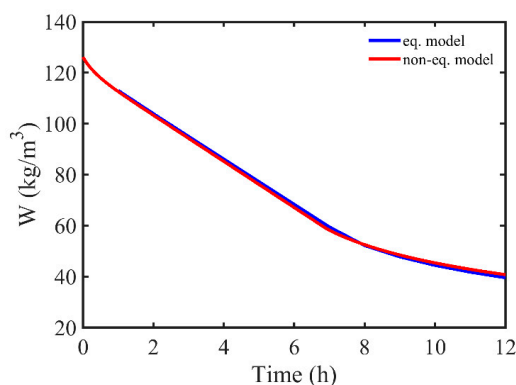


Figure 6. Comparison of temporal variation of the total moisture content in the brick predicted with the non-equilibrium and equilibrium models.

5. Conclusions

The paper presents the development and investigation of the non-equilibrium and equilibrium numerical models of concurrent moisture and heat transfer in the wet porous building material. The time step size and mesh density sensitivity analysis reveal that stable and reliable simulations can be performed for moderate time step sizes and mesh densities. Based on the example of a simple, one-dimensional drying problem of uniform material (i.e., brick), both presented models were compared and their implementations verified with reference data [18]. Presented plots of temperature at the three points inside the brick, at the top surface and at the depth of 1 and 2 cm, show good conformity in the first drying stage. At the beginning of the second drying stage some differences appear, but they can be related to slight differences between models, like enforced change in mode of moisture transfer, namely pendular vs. funicular, in the non-equilibrium model. Differences are more pronounced when compared to variation of moisture content at the surface of the brick (Figure 5) in the second drying stage. The origin of this behavior is related to the framework of the non-equilibrium model and its procedure of switching between pendular and funicular mode of moisture transfer. A very good match between predicted total moisture contents with two considered models points out that for relatively short time periods, the simple equilibrium model can be used for preliminary analysis. However, it requires more effort to include the mechanisms of switching between modes of moisture transfer.

The comparison of both models of concurrent moisture and heat transfer shows slight differences between them. Their further development will also be related to their validation. It will be performed with experimental stands which are under development and testing and which are described in recent publications [19,20].

Author Contributions: Conceptualization, M.S., P.F., and P.L.; methodology, M.S., P.F., and P.L.; software, M.S. and M.W.; validation, M.S., M.W., Ł.C., M.K., K.P., and M.J.; formal analysis, M.S., M.W., P.L., Ł.C., M.K., K.P., and M.J.; data curation, M.S., M.W., Ł.C., M.K., K.P., and M.J.; writing—original draft preparation, M.S., P.L., and M.W.; writing—review and editing, M.S., P.L., and P.F.; visualization, M.S.; supervision, P.L.; project administration, P.L. and T.S.W.; funding acquisition, P.L. and T.S.W. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Funding: This work was supported by the European Union within the European Regional Development Fund under project no. POIR.04.01.02-00-0099/16 “Development of innovative technology of drying and moisture sealing of masonry walls, DryWall” granted by the National Centre for Research and Development (Poland).

Conflicts of Interest: The authors declare no conflicts of interest.

References

1. Whitaker, S. Simultaneous heat, mass, and momentum transfer in porous media: A theory of drying. *Adv. Heat Transf.* **1977**, *13*, 119–203.
2. Salagnac, P.; Glouannec, P.; Lecharpentier, D. Numerical modeling of heat and mass transfer in porous medium during combined hot air, infrared and microwaves drying. *Int. J. Heat Mass Transf.* **2004**, *47*, 4479–4489. [\[CrossRef\]](#)
3. Van Bellegghem, M.; De Backer, L.; Janssens, A.; De Paepe, M. On the modelling of moisture transport in air and capillary porous materials. In Proceedings of the 9th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, HEFAT2012, St Julian’s, Malta, 16–18 July 2012.
4. Hagentoft, C.-E.; Kalagasidis, A.S.; Adl-Zarrabi, B.; Roles, S.; Carmeliet, J.; Hens, H.; Grunewald, J.; Funk, M.; Becker, R.; Shamir, D.; et al. Assessment method of numerical prediction models for combined heat, air and moisture transfer in building components. Benchmarks for one-dimensional cases. *J. Build. Phys.* **2004**, *27*, 327–352. [\[CrossRef\]](#)
5. Van Bellegghem, M.; Steeman, M.; Janssen, H.; Janssens, A.; De Paepe, M. Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD. *Build. Environ.* **2014**, *81*, 340–353. [\[CrossRef\]](#)
6. Steeman, H.-J.; Van Bellegghem, M.; Janssens, A.; De Paepe, M. Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage. *Build. Environ.* **2009**, *44*, 2176–2184. [\[CrossRef\]](#)

7. Van Belleghem, M.; Steeman, H.-J.; Steeman, M.; Janssens, A.; De Paepe, M. Sensitivity analysis of CFD coupled non-isothermal heat and moisture modelling. *Build. Environ.* **2010**, *45*, 2485–2496. [\[CrossRef\]](#)
8. Janetti, B.M.; Colombo, L.P.M.; Ochs, F.; Feist, W. Effect of evaporation cooling on drying capillary active building materials. *Energy Build.* **2018**, *166*, 550–560. [\[CrossRef\]](#)
9. Belleudy, C.; Woloszyn, M.; Chhay, M.; Cosnier, M. A 2D model for coupled heat, air, and moisture transfer through porous media in contact with air channels. *Int. J. Heat Mass Transf.* **2016**, *95*, 453–465. [\[CrossRef\]](#)
10. Allam, R.; Issaadi, N.; Belarbi, R.; El-Meligy, M.; Altahrany, A. Hygrothermal behavior for a clay brick wall. *Heat Mass Transf.* **2018**, *54*, 1579–1591. [\[CrossRef\]](#)
11. Łapka, P.; Wasik, M.; Furmański, P.; Seredyński, M.; Cieślíkiewicz, Ł.; Pietrak, K.; Kubiś, M.; Wiśniewski, T.S.; Jaworski, M. Preliminary mathematical and numerical transient models of convective heating and drying of a brick. *MATEC Web Conf.* **2018**, *240*, 01022. [\[CrossRef\]](#)
12. Wasik, M.; Cieślíkiewicz, Ł.; Łapka, P.; Furmański, P.; Kubiś, M.; Seredyński, M.; Pietrak, K.; Wiśniewski, T.S.; Jaworski, M. Initial credibility analysis of a numerical model of heat and moisture transfer in porous building materials. *AIP Conf. Proc.* **2019**, *2078*, 020106.
13. Cheng, X.; Fan, J. Simulation of heat and moisture transfer with phase change and mobile condensates in fibrous insulation. *Int. J. Therm. Sci.* **2004**, *43*, 665–676. [\[CrossRef\]](#)
14. Łapka, P.; Furmański, P. Verification and validation of an advanced model of heat and mass transfer in the protective clothing. *Heat Mass Transf.* **2018**, *54*, 2461–2474. [\[CrossRef\]](#)
15. Łapka, P.; Furmański, P.; Wiśniewski, T.S. Assessment of thermal performance of protective garments: The advanced numerical model. *Int. J. Numer. Methods Heat Fluid Flow* **2017**, *27*, 1078–1097. [\[CrossRef\]](#)
16. Seredyński, M.; Wasik, M.; Łapka, P.; Furmański, P.; Cieślíkiewicz, Ł.; Pietrak, K.; Kubiś, M.; Wiśniewski, T.S.; Jaworski, M. Investigation of the equilibrium and non-equilibrium models of heat and moisture transport in a wet porous building material. *E3S Web Conf.* **2019**, *128*, 06008. [\[CrossRef\]](#)
17. Van Belleghem, M.; Ameel, B.; Janssens, A.; De Paepe, M. Modelling heat and moisture transport in porous materials with CFD for building applications. In Proceedings of the 8th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, HEFAT2011, Pointe Aux Piments, Mauritius, 11–13 July 2011; pp. 455–463.
18. Van Belleghem, M. Modelling Coupled Heat and Moisture Transfer between Air and Porous Materials for Building Applications. Ph.D. Thesis, Ghent University, Ghent, Belgium, 2013.
19. Cieślíkiewicz, Ł.; Łapka, P.; Wasik, M.; Kubiś, M.; Pietrak, K.; Wiśniewski, T.S.; Furmański, P.; Seredyński, M. Development of the experimental stand for investigation of heating and drying phenomena in the porous building materials with one surface of the sample exposed to the flowing air. *E3S Web Conf.* **2018**, *70*, 03003. [\[CrossRef\]](#)
20. Cieślíkiewicz, Ł.; Wasik, M.; Kubiś, M.; Łapka, P.; Bugaj, M.; Pietrak, K.; Wiśniewski, T.S.; Furmański, P.; Seredyński, M. Development of the experimental stand with centrally located specimen for the investigation of heat and moisture phenomena in porous building materials. *Civ. Environ. Eng. Rep.* **2019**, *29*, 53–65. [\[CrossRef\]](#)





Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in polish climatic conditions

Michał Wasik*, Piotr Łapka

Institute of Heat Engineering, Faculty of Power and Aeronautical Engineering, Warsaw University of Technology, Nowowiejska St. 21/25, 00-665, Warsaw, Poland



ARTICLE INFO

Article history:

Received 29 April 2021
Received in revised form
20 October 2021
Accepted 19 November 2021
Available online 23 November 2021

Keywords:

Drying
Energy consumption
Energy efficiency
Entropy generated
Heat and moisture transfer
Numerical modeling
Masonry walls

ABSTRACT

An impact of various levels of ambient air temperature and moisture content on a masonry wall drying process by applying the thermo-injection method was examined by applying numerical modeling. The new non-equilibrium model of heat and moisture transfer, developed and verified in the previous study, was used to carry out numerical experiments. One week of drying process was simulated. Drying air parameters, i.e., different relative humidities typical for four seasons in Poland (i.e., in the range of 70–90%) as well as its five different temperature levels (i.e., 20, 30, 40, 50 and 60°C) were analyzed. The key parameters monitored were the energy consumption required for the drying of building material as well as energy efficiency and entropy generated in the process. They were expressed as a function of water mass fraction in the wall to compare different parameters of the drying process. The obtained results indicated significant dependence of energy consumption in the process on parameters of drying air, i.e., temperature and humidity ratio. Higher temperatures and lower humidities levels allowed to reach lower final moisture content in the wall. But, during the first drying period, i.e., first 24 h, drying rates were found much higher than later and weakly dependent on the air temperature. The drying process was efficient even though low air temperature was used. But later higher air temperatures were required for efficient moisture removal from the wall. This observation suggests applying various drying air temperatures which in turn may allow for reduction of energy consumptions during drying of masonry walls.

© 2021 The Authors. Published by Elsevier Ltd. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

1. Introduction

The knowledge on the moisture behavior in multilayers building walls is a very important due to the possible risk related with moisture transport like water accumulation in walls and consequently the increase in building heating and cooling costs, the degeneration of building materials properties and the encouragement of the growth of microorganisms in moist walls [1] also in historic buildings [2]. Studies on the moisture transport are also interesting in terms of analysis and optimization of drying process applied during the renovation of wet walls. The moisture behavior in building materials may be studied both experimentally [3] and theoretically [4].

Computer simulations allow for analysis of moisture transfer

and accumulation in building walls without necessity of time consuming and costly development process of experimental setups. However, reliable and efficient heat and moisture (HM) transfer models in building materials are required. Mathematical and numerical models of the HM transfer in porous building materials were developed over the years. In the 60s Lykov [5] formulated a simplified differential equations system of the HM transfer phenomena in capillary-porous bodies with temperature, moisture content and pressure as the transfer potentials. In the next work Lykov [6] converted the proposed system of equation to a system of differential equations with temperature, mass transfer potential and pressure as variables. In the 70s Whitaker [7] introduced the relevant elementary volume (REV) method to study multiphase heat, mass and momentum transfer in porous building materials. Further research was performed by Künzle [8] in the 90s and led to a formulation of a model, which was based on the sorption isotherm and equilibrium between liquid and vapor phase, i.e., between water and water vapor. The Künzle's model consisted of two transport equations, i.e., for moisture content and energy,

* Corresponding author.

E-mail addresses: michal.wasik@pw.edu.pl (M. Wasik), piotr.lapka@pw.edu.pl (P. Łapka).

Nomenclature			
a_s	pores area per unit volume of the medium, 1/m	S_{gen}	entropy generated per 1 m of the masonry wall, J/(K·m)
A	area, m ²	t	time, s
B	universal gas constant, J/(mol·K)	T	temperature, K
c	specific heat, J/(kg·K)	w	distance between drilling holes, m
c_p	specific heat at constant pressure, J/(kg·K)	W	moisture content, kg/m ³
d	diameter, m	W_{cap}	capillary moisture content, kg/m ³
D	mass diffusion coefficient, m ² /s	Y	vapor mass fraction, -
E	energy consumption per 1 m of the masonry wall, J/m	Greek symbols	
f	friction factor, -	Δh_{lv}	latent heat of evaporation, J/kg
h_{lv}	mass transfer coefficient between vapor and water in pores, m/s	ε	volume fraction, -, or surface roughness, m
h_m	convective mass transfer coefficient, kg/(s·m ²)	ρ	density, kg/m ³
h_t	convective heat transfer coefficient, W/(m ² ·K)	θ	damping function, -
j	mass flux, kg/(m ² ·s)	τ	dummy variable for integration, -
k	thermal conductivity, W/(m·K)	Subscripts	
K_l	liquid moisture permeability, s	av	average
$\dot{m}_{lv}$	evaporation mass flow rate, kg/(s·m ³)	ef	effective
M	molecular mass, kg/kmol	eq	equilibrium
Nu	Nusselt number, -	f	drying air
p	pressure, Pa	g	moist air
p_c	capillary pressure, Pa	l	liquid water
Pr	Prandtl number, -	p	pore
q	heat flux, W/m ²	q	heat source/sink
R	universal gas constant, J/(kmol·K)	sat	saturation
Re	Reynolds number, -	v	water vapor
s	specific entropy, J/(kg·K)	w	surface of the wall or drilling hole
S	entropy, J/K		

which were implemented in the commercial software WUFI. Steeman et al. [9] presented a coupling of the HM transfer model in porous materials to a commercial CFD software. The model was developed for a hygroscopic range in which water vapor diffusion was the dominant moisture transfer process and no continuous water phase in the pore system was assumed. The new 3D model was able to simulate the HM transfer in the surrounding air and porous material and at the interface between them. In the next paper Van Belleghem et al. [10] carried out extensive sensitivity analysis of the model presented in Ref. [9]. Consequently, Van Belleghem et al. [11] presented and validated the coupled CFD and HM transfer model in porous materials which accounted not only for vapor diffusion like in Ref. [9] but also for water transport. The model was implemented in the commercial software ANSYS Fluent and used the relationship between the capillary pressure and moisture content instead of sorption isotherm like in the Kunzel's model. The model was suited for studying cases with both vapor diffusion and capillary moisture transfer where the convective boundary condition at interface between porous medium and flowing air was important. Such condition occurs during, e.g., convective drying process of building materials. Similar model was applied to study the hygro-thermal behavior of a cavity wall configuration with a brick veneer outside the leaf and a wood fiber board inside the leaf both for the summer and winter conditions [12].

Recently in Refs. [4,13,14], an equilibrium model of HM transfer in porous building materials with mutually coupled energy and moisture balance equations was presented. The model accounted for dependence of capillary and vapor pressures on the moisture content and temperature in the material. However, equilibrium models reached good agreements with experiments in which slow hygro-thermal processes occurred, where the hygric equilibrium

assumption is satisfied. During a process with relatively high dynamics, the hygric equilibrium assumption is unfulfilled and non-equilibrium models should be applied. Such non-equilibrium model of HM transfer was proposed by Wasik and Łapka and co-workers [4,14–16]. The model consisted of three transport equations, i.e., for the gaseous and liquid moisture and internal energy, and included an additional evaporation/condensation sub-model. Similarly to the van Belleghem's model [11], the Wasik and Łapka's model used the relation between capillary pressure and moisture content. Another approach to non-equilibrium modeling of HM transfer was presented by Reuge et al. [17], who reformulated Kunzel's model by introducing a finite rate of sorption/desorption process and proposed a new expression for the local kinetics of a sorption. The Reuge's model was applied to investigate hygro-thermal behavior of a building material with a bio-component, i.e., for single hemp concrete samples [17] and for bio-based multi-layered wall [18], for which equilibrium models were found inappropriate.

Energy performance analyses of the drying process were performed previously based on the experimental measurements and theoretical considerations. For example in Ref. [19] the electro-hydrodynamic and forced convective drying performance during dehydration of food products were quantified in terms of drying rate obtained experimentally as well as calculated transient and overall exergetic efficiencies. In Ref. [20] the industrial convective food dryers were compared in terms of energy efficiency and specific energy consumption evaluated theoretically. Jokiel et al. [21] numerically studied energy saving effects for the heat pump-assisted food dryer. The analyses of energy consumption in the closed loop drier with the drying chamber, e.g., for timber, textile, chemicals, agricultural or biological materials, led to the recommendation of heat pump usage as a heat source [21] and as a

dehumidifier [22]. In turn, Cieřlikiiewicz et al. [3] in-situ monitored the drying of moist masonry walls and experimentally evaluated specific energy consumption during the process.

Most of the studies reported in the literature were devoted to the analysis of an energy consumption and efficiency of the drying process in the food and wood industries. In case of drying of wet masonry walls the amount of energy required for removing excessive water is very large which suggest that this process must be optimized to fulfil the current requirements related to the reduction of the harmful impact on the environment. But, to the authors' knowledge, parametric analyses and optimization of energy consumption during drying of moist masonry walls were not reported in the literature. Moreover, the preliminary numerical [23] and experimental [24] investigations of a brick sample drying showed that the application of unconditioned ambient air during the first drying period (i.e., first 24 h of the drying process) may be beneficial for improving the energy performance of the process, while in the second drying period conditioned air at higher temperatures should be applied for effectively removing the residual moisture. This observation suggests applying various drying air temperatures during the process which in turn may allow for reduction of the energy consumption during drying of masonry walls. Therefore, the paper novelty is related to energy consumption aspects of the drying process of masonry walls implemented using different thermal and hygric conditions of drying air. In this paper numerical investigations of the influence of unconditioned (i.e., raw ambient air) and conditioned drying air parameters, i.e., temperature and relative humidity, on the drying rate and energy consumption of the thermo-injection drying method of masonry walls [3,25] were carried out by applying the novel numerical model. The paper extends the knowledge about the drying process of wet masonry walls by performing the energy-consumption and entropy generation analyses and by investigating the impact of the drying air temperature and humidity on the process. Based on the results of analyses, the recommendations for optimal parameters of the drying process applying thermo-injection drying method have been formulated. Such analyses leading to the optimization of masonry walls drying process were not reported in the literature for any masonry wall drying method.

The paper is organized as follows. Firstly, the methodology is presented which includes the description of the thermo-injection drying method of masonry walls, the formulation of the mathematical model and the development of the numerical simulator. Then the description of numerical parametric experiments which were carried out is given and the obtained results are presented and discussed. Finally, the study is summarized.

2. Methodology

The drying process of masonry walls is usually applied in the first phase of the renovation process in buildings in which the excessive water presence, e.g., due to lack or worn out of a waterproofing [3], had been detected. The aim of the drying process of wet walls by applying the thermo-injection method is to remove moisture from a certain region across the wall and to prepare the wall for the second phase of the renovation process. In this second phase a special silicone mixture is injected in the dry zone of the wall, which creates, across the wall thickness, the impermeable layer (barrier) for moisture transport [3]. This barrier stops the capillary uptake of water from the ground. Generally, the drying process is highly energy and time consuming, hence, only the relatively thin layer of the wall is dried in the thermo-injection method. Usually, in this method in the moist masonry walls, the horizontally located row of deep holes for mounting drying probes

is drilled as shown in Fig. 1 and this configuration is investigated in the paper. The drying probes which are inserted into holes provide the drying air, which transfers heat to the wall and carries out moisture. Preliminary studies [25] showed that the zone under significant influence of the heating and drying process is not very wide and is equal to approx. 7–7.5 cm. Therefore, the moisture mass fraction in the 8-cm-wide zone (4 cm up and down from drilling plane) was monitored in this study – see hatched area in Fig. 1.

Both the distance between holes and drying air parameters, i.e., temperature and relative humidity, have a significant impact on the energy consumption and time of drying in the thermo-injection method. For example, the smaller distance and the warmer and drier air the faster moisture removal from the wall. But the energy consumption in the process increases with the decrease in distances between holes and with the increase in the drying air temperature. The reduction of the air temperature and application of larger distances between drying holes decreases the energy consumption but increases the time of the process. Hence, there is a large space for the optimization of the drying process of masonry walls implemented by using the thermo-injection method.

The drying process may be implemented both inside and outside the building, but from the practical reasons the former implementation is more convenient, especially if the building has a basement. Air for drying may be taken from both inside and outside the building. In the first case the air usually has high moisture content and requires additional dehumidification to improve the process efficiency but in the wintertime or earlier spring/late fall it will have higher temperature than external air (i.e., usually in polish conditions air in the basement is highly humid and have the temperature in the range of 12–18°C [3]). In the second case benefits related to the lower moisture content of external air than internal one might be utilized without necessity for the dehumidification process, but the more intensive air heating is required in the wintertime or earlier spring/late fall than for internal air.

In the paper, the energy consumption per meter of the wall during drying of a long masonry wall by applying drying air parameters typical for four seasons in Poland, i.e., for the winter, spring, summer and fall, was analyzed. The fixed array of drying holes was assumed which is typical for practical implementations of the thermo-injection method [3]. Both unconditioned and conditioned ambient air was used for drying and had the average temperature and relative humidity determined for Warsaw (Poland) for each season. The in-house non-equilibrium HM transfer model [4,14,16] was applied to carry out numerical simulations. Based on the results obtained the energy consumption, energy efficiency and entropy generated during the drying process using the thermo-injection method was evaluated.

2.1. Mathematical model

The considered part of masonry wall was assumed to be a homogeneous and isotropic porous medium that consisted of a dry ceramic material as well as water and moist air which filled the pores. The mortar between bricks was neglected. The mechanical equilibrium, i.e., constant pressure inside the pores, and the thermal equilibrium, i.e., the same temperature of the solid component, water and moist air in the control volume, were assumed. Moreover, the hygric non-equilibrium between water and vapor was accounted for. It means that the evaporation and condensation of moisture were characterized by the finite rate. These assumptions lead to the following system of three transport equations [4,14,16]:

- The water balance equation:

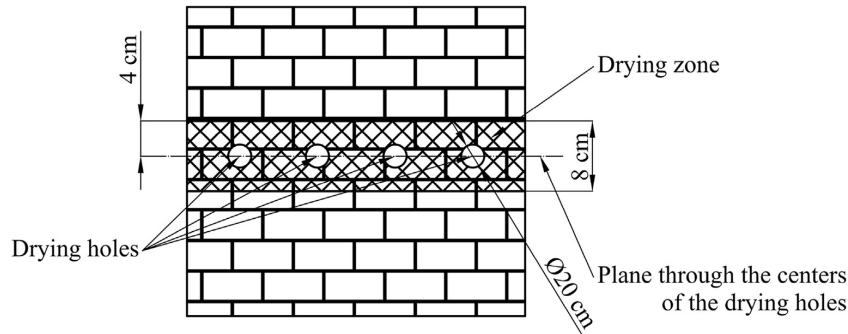


Fig. 1. The masonry wall sketch with drying holes (the moisture content was analyzed in the hatched area).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_l \rho_l) = -\nabla \cdot (K_l \nabla p_c) - \dot{m}_{lv} \quad (1)$$

- The vapor balance equation:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_g \rho_v) = \nabla \cdot (D_{v,ef} \nabla \rho_v) + \dot{m}_{lv} \quad (2)$$

- The energy balance equation:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}[(\rho c)_{ef} T] + \nabla \cdot [c_l K_l \nabla p_c - c_{p,v} D_{v,ef} \nabla \rho_v] T \\ = \nabla \cdot (k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{lv} \Delta h_{lv} \end{aligned} \quad (3)$$

where: c_l and $c_{p,v}$ are the water specific heat and vapor specific heat at constant pressure, respectively, $D_{v,ef}$ means the effective mass diffusion coefficient, k_{ef} stands the effective thermal conductivity, K_l is the liquid moisture permeability, $\dot{m}_{lv}$ is the evaporation mass flow rate, p_c stands for the capillary pressure, T is the temperature, Δh_{lv} is the latent heat of evaporation, ϵ_l and ϵ_g stand for the water and moist air volume fractions, respectively, ρ_l and ρ_v mean the water and vapor density, respectively, and $(\rho c)_{ef}$ stands for the effective heat capacity.

The kinetics of transitions of water-vapor and vapor-water were assumed as linear functions of the difference between the saturation and actual vapor density and was the following [4,14,16]:

$$\dot{m}_{lv} = \begin{cases} h_{vl} a_s \frac{\epsilon_l}{\epsilon_p} (\rho_{v,eq} - \rho_v) & \text{for evaporation} \\ h_{vl} a_s (\rho_{v,eq} - \rho_v) & \text{for condensation} \end{cases} \quad (4)$$

where: a_s means the pores area per unit volume of the medium, h_{vl} stands for the mass transfer coefficient between vapor and water in the pores, ϵ_p is the pores volume fraction and $\rho_{v,eq}$ is the equilibrium saturation vapor density. The pore area per unit volume (a_s) was calculated from the relationship:

$$a_s = \frac{6\epsilon_p}{d_{av}} \quad (5)$$

where: d_{av} is the average pore diameter.

The equilibrium saturation vapor density was calculated from the ideal gas law by applying the equilibrium saturation pressure determined from the Kelvin's law [11], i.e.:

$$p_{v,eq} = p_{v,sat}(T) e^{-\frac{p_c M_v}{\rho_l R T}} \quad (6)$$

where: M_v stands for the vapor molecular mass, $p_{v,sat}$ denotes the temperature dependent vapor saturation pressure and R is the universal gas constant.

In eq. (4), the coefficient ϵ_l/ϵ_p was applied to account for the water evaporation only from the part of the pore occupied by the liquid phase. The condensation was assumed to occur in the whole volume of the pore. The relation (4) has the linear form, but it is dependent on the temperature, vapor and capillary pressures and water content in the pores, which results in its highly complex behavior.

For system of equations (1)–(3) the general form of boundary conditions was as follows [4,16]:

$$j_{l,w} + j_{v,w} = j_{v,f} \quad (7)$$

$$q_w = q_f + \Delta h_{lv} j_{l,w} \quad (8)$$

where: $j_{l,w}$ and $j_{v,w}$ stand for the water and vapor mass flux in the wall (i.e., at the solid side of the solid-fluid interface), respectively, $j_{v,f}$ is the vapor mass flux in drying air (i.e., at the fluid side of the solid-fluid interface), q_w and q_f mean the heat flux in the wall and the convective heat flux in drying air, respectively. These boundary conditions consider water evaporation from the surface of a building material which thermal effect is expressed by the term $\Delta h_{lv} j_{l,w}$.

The model was implemented in the commercial software ANSYS Fluent by applying the advanced user customization interfaces like User-Defined Function (UDF), User-Defined Scalar (UDS), and User-Defined Memory (UDM). The details of the proposed model may be found elsewhere [4,14,16].

The model was verified against two equilibrium models for the 1D problem of drying of a wet porous building material applying force convection conditions [4]. The predictions by the present model were consistent with both equilibrium models results for all considered cases, i.e., with and without the thermal radiation from the wall surface [4]. The analysis of spatial and time discretization levels was also performed and showed that the results obtained were the time step and grid size independent. This also showed stability of the model even though large time steps were applied. The model was pre-validated against experiment described in the literature [16]. The value of the mass transfer coefficient between vapor and water in the pores, which is required in eq. (4), was determined during pre-validation of the model [16].

2.2. Numerical model

To reduce the time of computations, the considered geometry of the masonry wall was simplified to 2D space. Assuming the same conditions in each drying hole, it was further simplified and only repeatable half of the domain with one drilled hole modeled – see Fig. 2. The computational domain had height and width equal to 125 and 7.5 cm, respectively. The hole was located 65 cm above the bottom edge and had a diameter of 2 cm. The distance between holes and their diameter correspond to the real parameters used in the thermo-injection method [3]. The size of the computational domain was selected based on the several test, which showed that assumed dimensions did not affect obtained results.

The computational geometry was prepared in the ANSYS DesignModeler. Then a structural mesh was generated via the ANSYS Meshing. The mesh consisted of 9750 elements of an average size of 4.55 cm². The mesh was refined to the edges of the drilling hole and coarsened to the top and bottom edges. The grid quality factors were the following: the maximum aspect ratio of 9.2, the maximum skewness equal to 0.5, the minimal orthogonal quality of 0.7. These parameters indicated that the grid had good quality.

Due to the large distance from a drilled hole to horizontal boundaries of the computational domain, the top and bottom boundaries were assumed to be at a constant temperature (i.e., $T_{top} = T_{bottom} = 15^\circ\text{C}$) – see Fig. 2. This temperature corresponds to the average temperature of masonry walls which occurs in a building basement. Moreover, the top boundary was impermeable for moisture transport, while at the bottom one a high level of a saturation of water (i.e., $\epsilon_l = 0.31$) was assumed. This value corresponds to intensive capillary water uptake from the ground. On the left and right walls symmetry boundary conditions were set. At the surface of the hole the HM transfer between flowing air and the wall occurred, therefore the following convective moisture and heat transfer boundary conditions were assumed in the numerical model [16]:

$$(-D_{v,ef}\nabla\rho_v)_w = (1-\theta)h_m(Y_w - Y_f) \quad (9)$$

$$(K_f\nabla p_c)_w = \theta h_m(Y_w - Y_f) \quad (10)$$

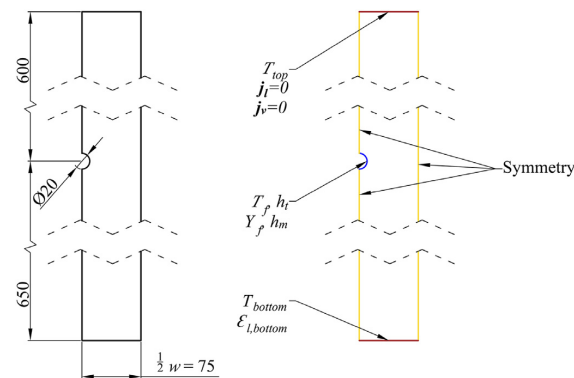


Fig. 2. Computational domain with boundary conditions (all dimensions in mm). The symbol w stands for distance between drilling holes.

$$(-k_{ef}\nabla T)_w = h_t(T_w - T_f) + \Delta h_{lv}K_f\nabla p_c \quad (11)$$

where: h_m and h_t are the convective mass and heat transfer coefficients, respectively, T_f and T_w stand for the temperature of the drying air and at the surface of the wall, respectively, Y_f and Y_w mean the vapor mass fraction of the drying air and at the surface of the wall, respectively, θ is the damping function, which value varies from 0 to 1, depending on the water content at the wall surface and is described by the following equation:

$$\theta = \sin^2\left(\frac{\pi}{2} \frac{W}{W_{cap}}\right) \quad (12)$$

where: W and W_{cap} are the moisture content and capillary moisture content, respectively. The damping function was required to switch between different mechanisms of the moisture transfer at the wall and its form given by eq. (12) was assumed based on the thorough tests in which the predicted results were compared and adjusted to the experimental data [16]. Boundary conditions assumed in the numerical model, i.e., eqs. (7)–(9), correspond to general boundary conditions described by eqs. (5) and (6).

The assumed average ambient air temperature and humidity for each season are presented in the Table 1. These parameters were calculated based on the metrological data for the typical meteorological year for Warsaw (Poland) which are available at the website of the Republic of Poland [26]. For each season five simulations were performed with various drying air temperature, i.e., $T_f = 20, 30, 40, 50$, and 60°C and with average humidity typical for each season. At the surface of the drying hole the heat transfer coefficient was estimated using the following Gnielinski's formula [27]:

$$\text{Nu} = \frac{\left(\frac{f}{8}\right)(\text{Re} - 1000)\text{Pr}}{1 + 12.7\left(\frac{f}{8}\right)^{0.5}(\text{Pr}^{\frac{2}{3}} - 1)} \quad (13)$$

where: f means the friction factor, Nu stands for the Nusselt number, Pr is the Prandtl number and Re is the Reynolds number. The friction factor was given by the following formula [27]:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2.0 \log\left(\frac{\epsilon}{3.7} + \frac{2.51}{\text{Re} \sqrt{f}}\right) \quad (14)$$

where: d is the drying hole diameter and ϵ denotes the roughness of the surface, which was assumed equal to 3 mm [27]. The ratio ϵ/d is the relative roughness, which was equal to 0.15. The friction factor was determined numerically from eq. (12) by the iterative method.

The heat transfer coefficient was estimated for an annular flow, i.e., the internal diameter was 16 mm and corresponded to diameter of the heating probe [3], while the external diameter was 20 mm and corresponded to diameter of the drying hole. The mass flow rate of drying air was equal to 0.0018 kg/s per heating probe, which referred to a mass flow rate value used in the thermo-injection method in practical applications [3]. Based on these assumptions the drying air velocity was set equal to 12.91 m/s. The Clinton-Colburn analogy was used to evaluate the mass transfer coefficient at a hole's surface. The estimated values of the heat transfer and mass transfer coefficient amounted to 37.72 W/(m² K) and 0.0384 kg/(s m²), respectively. The considered masonry wall was assumed to be homogeneous and isotropic and consisting of red bricks with a porosity of 32% [28]. The wall was initially saturated in 96.8% (i.e., moisture content was 310 kg/m³) and had an

Table 1
Average temperature and humidity of the ambient air for Warsaw (Poland) [26].

Season	Average temperature (°C)	Average relative humidity (%)	Average vapor mass fraction (–)
Winter	–0.42	86.2	0.00030
Spring	7.67	73.2	0.00481
Summer	17.63	74.84	0.00948
Fall	7.97	84.3	0.00566

initial temperature of 15°C. The other parameters required to set the model as well as material properties were the same as in Refs. [4,14,16] and are summarized in Table 2. Numerical analyses were carried out for the drying time equal to one week (i.e., 168 h).

3. Results

Simulations were performed for 5 drying temperatures, i.e., 20, 30, 40, 50, and 60°C with average humidity typical for each season in Poland (see Table 1). In total 20 simulations were carried out. But results obtained for the spring and fall are similar because in these seasons ambient air has similar average temperature and relative humidity. Therefore, the results are presented only for the spring. The calculated temporal variations of total moisture for the 1 m of the drying wall and the moisture mass fraction, defined as the ratio of moisture mass to the dry brick mass, calculated for the 8 cm height drying zone centered along the drilling plane are shown in Fig. 3. The drying rate was calculated based on changes in the total moisture in time and is presented in Fig. 4. The average temperature of the drying zone was monitored during the simulations and is presented in Fig. 5. The contour plots of moisture content and temperature at the end of considered period and for drying air temperature of 20 and 60°C are presented in Figs. 6 and 7, respectively.

The wall drying rate was depended on the drying air temperature and humidity (see Fig. 4). For the winter when the air humidity was the lowest the drying rate was higher than for corresponding cases in the other seasons. The drying air temperature had a significant influence on the drying rate. The impact of the drying air

humidity was more complex and was depended on the air temperature. For example, for the low drying air temperature (i.e., 20 and 30°C) the difference between seasons which had different drying air humidity ratios was remarkable (see Fig. 3). For the higher temperature (i.e., 50 and 60°C) the difference in drying rates was small. The lowest final moisture mass fraction in the wall was achieved for the winter for the drying air temperature equal to 60°C (i.e., for low humidity and high temperature of drying air), while the highest final moisture mass fraction in the wall was obtained for the summer for the drying air temperature equal to 20°C (i.e., for high humidity and low temperature of drying air). It was observed that the drying process implemented with the low temperature was slowly (i.e., drying rate was under 1 kg_{water}/h after the first 24 h) and after the week of drying the wall still was highly saturated with water. The average temperature of the drying zone changed rapidly at the beginning of the process (see Fig. 5) and then the rate of change of temperature slowed down and the temperature almost stabilized at the end of the process. The final wall temperature was lower than the drying air temperature.

The drying rate was related to the temperature of the wall. At first, it reached a high value (i.e., 8 kg_{water}/h or even more – see Fig. 4a) and then when the temperature of the wall rose the drying rate slowed down and stabilized at the end of the process at a level below 1 kg_{water}/h. The final drying rate was depended on the drying air temperature (i.e., the higher temperature the higher final drying rate) and the season (i.e., the lower humidity the higher final drying rate). It was interesting that for the winter and spring and for cases with the drying air temperature of 20°C the drying rate in the first drying period was higher than the final drying rate in respective

Table 2
Model parameters and material properties [4,14,16,28].

Property	Symbol and unit	Value
Universal gas constant	B (J/(mol·K))	8.314
Water specific heat	c_l (J/(kg·K))	4192.1
Brick specific heat	c_s (J/(kg·K))	840.0
Vapor specific heat at constant pressure	$c_{p,v}$ (J/(kg·K))	1875.2
Average pore diameter	d_{av} (m)	$1.6 \cdot 10^{-5}$
Effective mass diffusion coefficient	$D_{v,ef}$ (m ² /s)	$D_{v,ef} = \frac{2.61 \cdot 10^{-5} M_v \left(1 - \frac{W}{W_{cap}}\right)}{24.79BT \left[0.503 \left(1 - \frac{W}{W_{cap}}\right)^2 + 0.497\right]}$
Mass transfer coefficient between vapor and water in the pores	h_{vl} (m/s)	$2.5 \cdot 10^{-5}$
Brick thermal conductivity	k_s (W/(m·K))	1.0
Effective thermal conductivity of the moist brick	k_{ef} (W/(m·K))	$k_{ef} = k_s + 0.0047W$
Liquid moisture permeability	K_l (s)	$K_l = \frac{1.1437 \cdot 10^{-9}}{[1 + (1.76 \cdot 10^{-5} p_c)^{4.3}]^{1.6}}$
Capillary moisture content	W_{cap} (kg/m ³)	320.0
Retention curve	$W(p_c)$ (kg/m ³)	$W(p_c) = W_{cap} \left\{ 0.846 \left[1 + \left(1.394 \cdot 10^{-5} p_c \right)^4 \right]^{-0.75} + 0.154 \left[1 + \left(0.9011 \cdot 10^{-5} p_c \right)^{1.69} \right]^{-0.408} \right\}$
Volume fraction of the pores (brick porosity)	ϵ_p	0.32
Latent heat of evaporation	Δh_{lv} (J/kg)	$2.5 \cdot 10^6$
Water density	ρ_l (kg/m ³)	1000.0
Brick density	ρ_s (kg/m ³)	2087.0

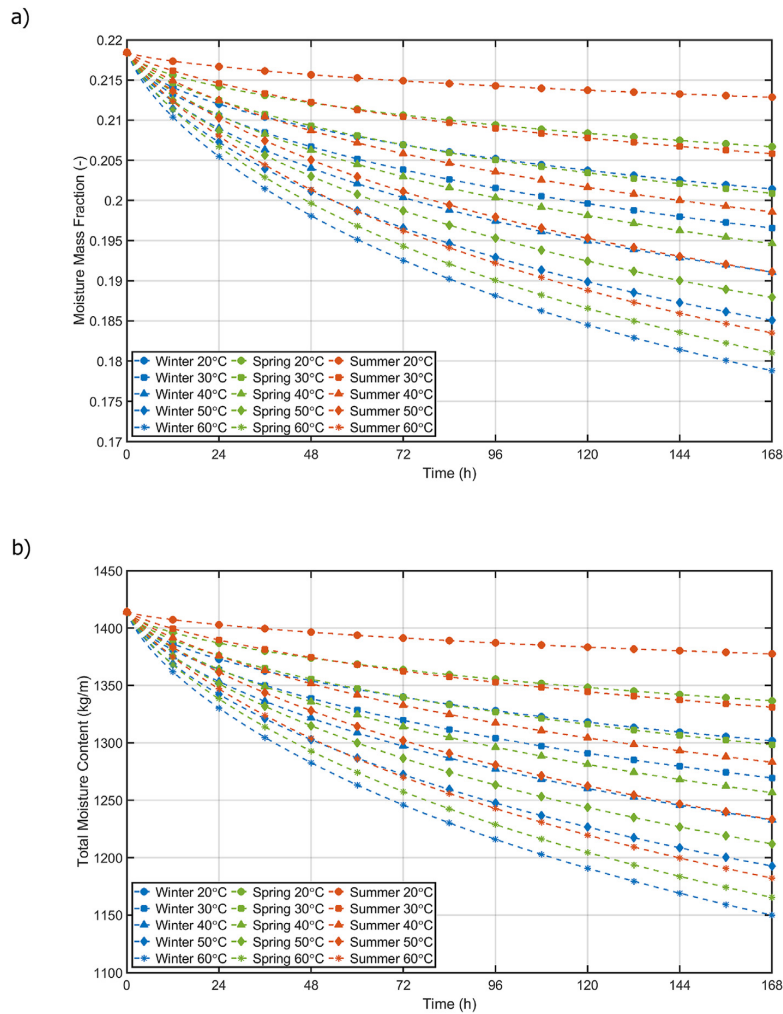


Fig. 3. Temporal variation of: a) the moisture mass fraction in the drying zone, b) the total moisture content for different seasons (the duration between markers equals to 12 h).

seasons for cases with the drying air temperature of 60°C – see Fig. 4.

Fig. 6 shows that the moisture content was removed mainly from the drying zone and from the wall section above the drying hole. The drying of the bottom section of the wall was confined due to rise of moisture at the bottom boundary which mimicked the water uptake from the ground. For the winter the moisture levels at the end of simulations were lower than for the other seasons for corresponding temperatures. Moreover, for the temperature of 20°C the final moisture levels were much higher than for 60°C. At the end of simulations in the top and bottom sections of the wall temperature distributions for the same drying air temperature were almost the same – see Fig. 7. At the drying hole surface and close to it the liquid moisture intensively evaporated which affected the temperature distribution in drying zone. Moreover, the different drying rates for each season and for each drying air temperature additionally affected the temperature distribution in this zone. But at the end of simulation for all seasons the

temperature distribution in the wall had a similar character for cases with the same drying air temperature. Circular isotherms observed near the drying hole slowly changed to horizontal ones at the top and bottom section of the wall. For example, the shape of isotherm 35.5°C was a combination of circular and horizontal isotherms, but it still was perpendicular to lateral boundaries due to assumed symmetry conditions. Moreover, the summer cases attained higher temperature than for the other seasons with the same drying temperature. This corresponded to higher humid content in the drying air in the summer and slower evaporation at the boundary.

The heat supplied to the wall through the surface of the drying hole was also registered. The energy consumption during drying was defined as the sum of heat supplied (or removed) to the domain through the surface of the single hole during the process. The energy consumption per 1 m of the masonry wall, which is presented in Fig. 8 in relation to the moisture mass fraction in the wall, was obtained by dividing the energy consumption for the

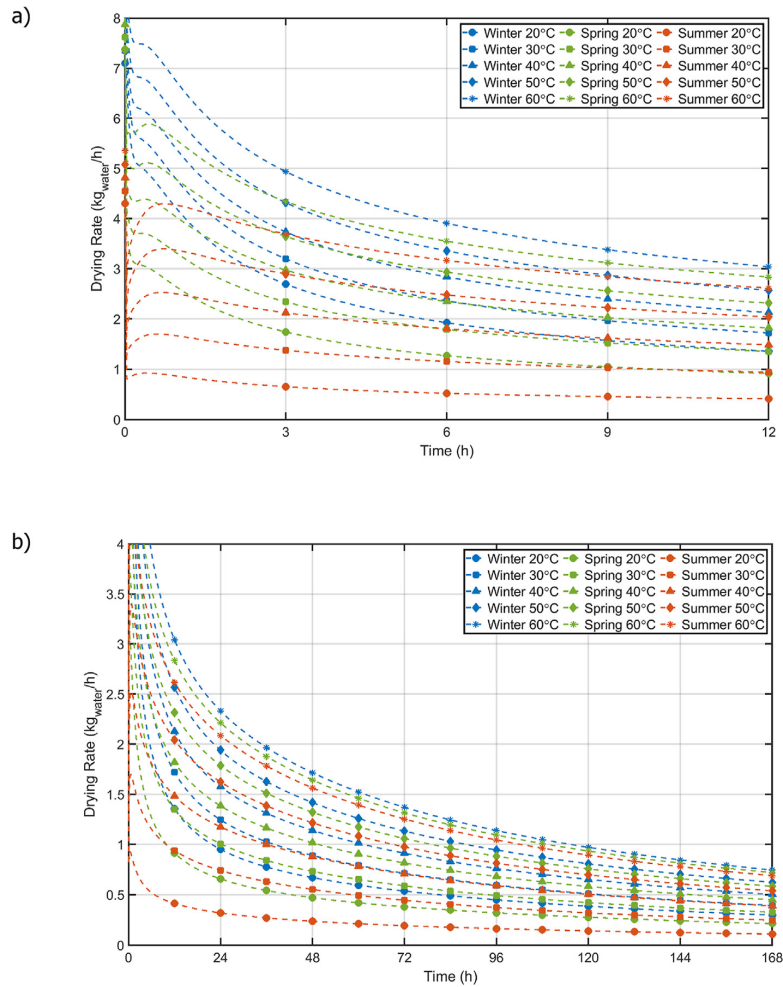


Fig. 4. Temporal variation of the drying rate: a) the zoom for the first 24 h, b) distributions for the whole process.

single drying hole by the distance between drilling holes (twice the width of the computational domain), i.e.:

$$E = \frac{\int_0^t \left\{ \oint [q_w(\tau)] dA_w \right\} d\tau}{w} \quad (15)$$

where: A_w is the drilling hole surface area, t denotes the duration (time) of the drying process, q_w stands for the heat flux at the drilling hole surface calculated by applying eq. (11) and w is the distance between drilling holes – see Fig. 2.

The energy consumption was significantly depended on the season and drying air temperature – see Fig. 8. For cases with the low temperature and low humidity of drying air (e.g., case for winter for 20°C) for which the decrease in the wall temperature below its initial value was observed (Fig. 5) the energy consumption was the smallest in the initial state of drying and then started to increase. During the spring for the corresponding drying air parameters the temperature drop was smaller than in the winter, while during the summer did not occur so the energy

consumptions were respectively higher for these cases. This temperature drop was caused by the intensive evaporation of moisture at hole surface and weak heat transfer (low temperature difference) between drying air and the wall. Air in the winter contained less vapor, hence the evaporation at the hole surface was more intensive than in the spring and summer time and resulted in the higher temperature drop. For all other cases the wall was heated by the drying air above its initial temperature and heat was supplied to the wall. It was found that drying with low drying air temperature were more energy efficient (provided less heat to the wall) than with high temperature, especially during the first 24 h of the process, when the wall was highly saturated by water (Fig. 8). After the first drying period (i.e., after 24 h of the process), the drying process under low drying air temperatures slowed down and the moisture removal rate became lower than 50% of the initial drying rate (see Fig. 4). This effect was observed during simulations for each season and is very interesting because it may be used for the optimization of energy consumption during drying of masonry walls implemented by using the thermo-injection method. One of the possible solutions is using the low drying air temperature at the beginning

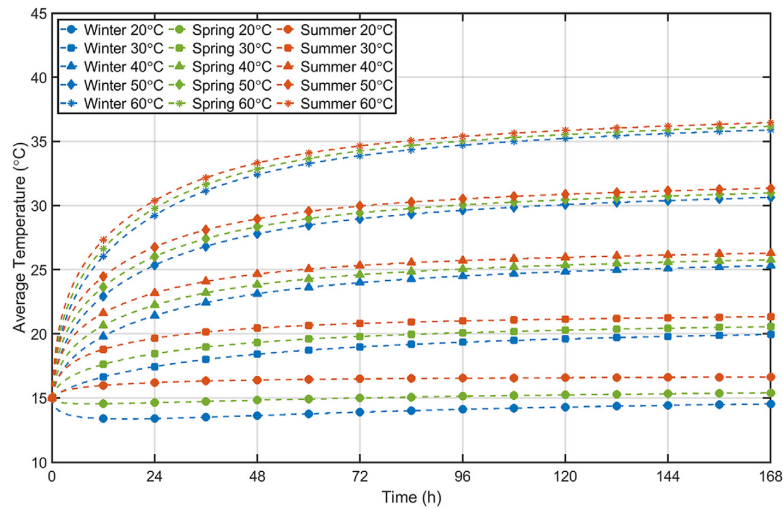


Fig. 5. Temporal variation of the average temperature of the drying zone.

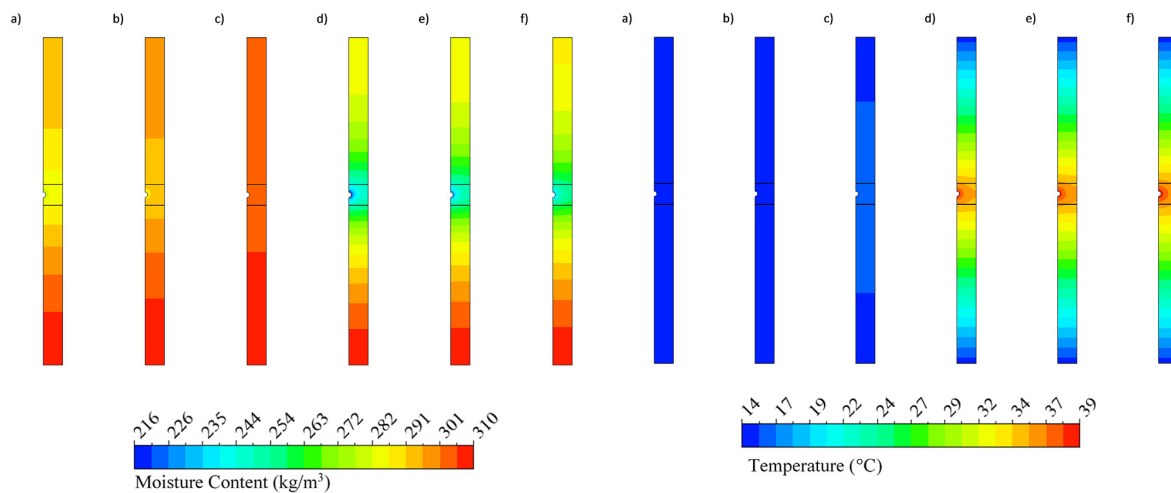


Fig. 6. Contours of the moisture content in the wall at the end of simulation: a) the winter, drying air temperature of 20°C, b) the spring, 20°C, c) the summer, 20°C, d) the winter, 60°C, e) the spring, 60°C, f) the summer, 60°C (black horizontal lines mark drying zone).

Fig. 7. Contours of the temperature in the wall at the end of simulation: a) the winter, drying air temperature of 20°C, b) the spring, 20°C, c) the summer, 20°C, d) the winter, 60°C, e) the spring, 60°C, f) the summer, 60°C (black horizontal lines mark drying zone).

of the process and later increasing it. With the increase in the drying air temperature the heat supplied to the wall rose while the moisture content in the wall decreased. The highest amount of heat supplied to the wall was attained for cases with the highest drying air temperature. It is noticed that the winter cases attained lowest moisture content in the wall and the lowest energy supplied to the wall and were preceded by the spring and summer drying implementations.

The energy efficiency of the drying process, defined as a ratio of energy needed to evaporate water removed from the wall to the supplied heat is presented in Fig. 9. It confirms previous observations described in the earlier sections. The energy efficiency of the drying process after the rapid jump at the beginning was

decreasing with time for all cases (Fig. 9). This drop was related to the decrease of the water content in the wall and required more energy for removing water from the deeper wall regions. For some cases the efficiency at the beginning of the process increased above 100%. This was the effect of a decrease in the wet bulb temperature in a zone around the drying hole which resulted in the intensive evaporation especially of water at the hole surface. In these cases water drawn energy required for evaporation not only from drying air but also from the wall decreasing its internal energy (see temperature drop below the initial temperature of the wall in Fig. 5). The higher efficiencies were obtained for seasons with lower humidity of drying air (i.e., the winter and spring). The lower efficiencies were achieved for the summer for which drying air had higher humidity. This may be explained by reaching higher

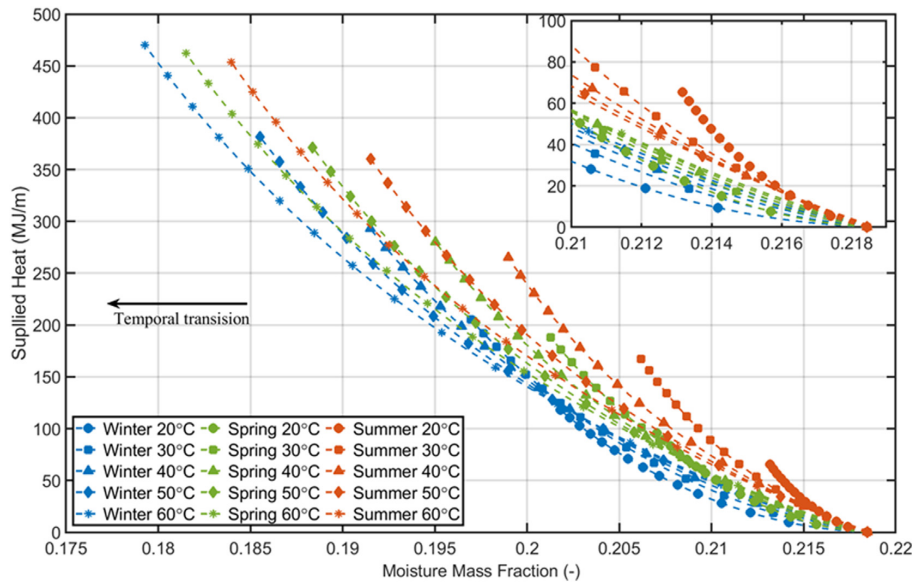


Fig. 8. Temporal variation of energy consumption during the drying process for different seasons.

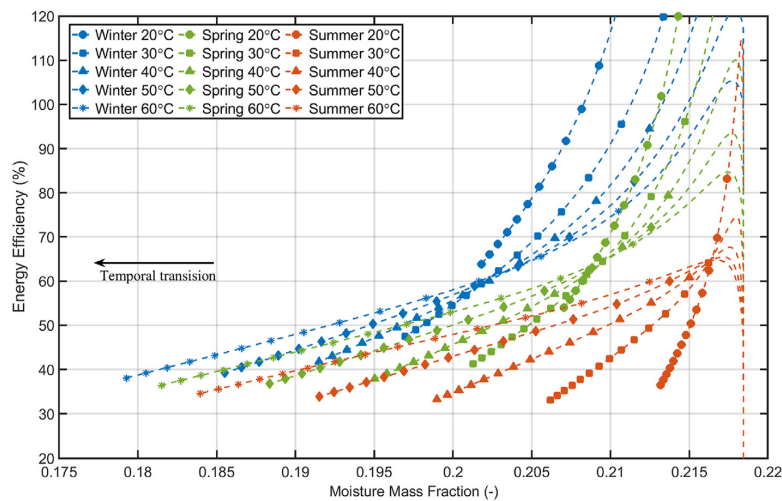


Fig. 9. Temporal variation of energy efficiency during the drying process for different seasons.

temperature by the wall for the summer (see Figs. 5 and 7), hence more heat was transfer from the drying air to the deeper wall regions. The highest energy efficiency was reached for the winter and spring for drying air temperature of 20°C but the amount of moisture removed from the wall for these cases was low, moreover, the efficiency drops very rapidly with the decreased of moisture content. Differences between the efficiency for different temperature for winter were noticeable bigger than for the other seasons. For the winter for cases with moderate drying air temperature (30 and 40°C) the energy efficiency was significantly higher than for corresponding cases for other seasons. Hence in these cases the energy consumption was lower, especially in the first drying period

(until about 0.19 moisture mass fraction in the wall, see Fig. 8). Summing up, the energy efficiency above 100% can be interpreted as the wall cooling process due to intensive evaporation, while the efficiency below 100% can be interpreted as the wall heating process when the heat is transferred to the wall.

To further study energy efficiency of the drying of masonry walls the entropy generated in the process was evaluated. The entropy change of porous building material which was equal to the sum of the entropy change of each component, i.e., the dry red brick, liquid water, water vapor and dry air, was calculated in each time step. Heat and entropy fluxes connected to the heat and moisture flow through boundaries of the computational domain were also taken

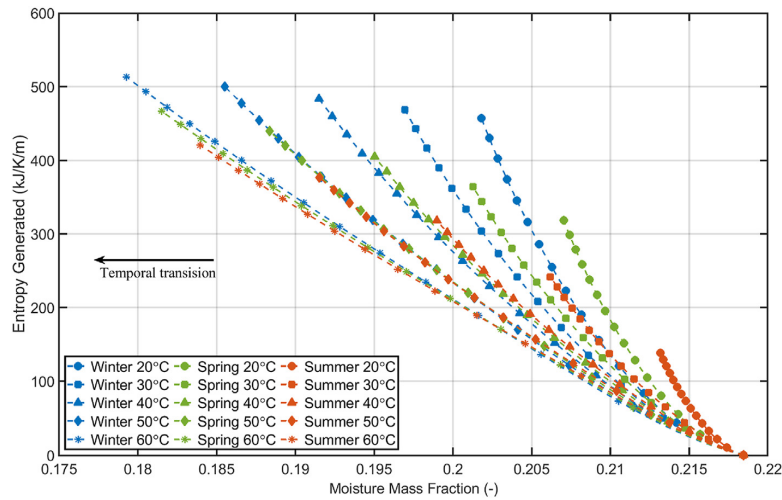


Fig. 10. Temporal variation of entropy generated during the drying process for different seasons.

under consideration. For each time step the entropy generated per 1 m of the wall was calculated from the following general formula:

$$S_{gen} = \frac{dS - \iint \left(\frac{q_w}{T_q} + j_{v,w}s_v + j_{l,w}s_l \right) dA_w dt}{w} \quad (16)$$

where: A_w means boundaries of the computational domain, S means the entropy of the porous building material, s_l and s_v stand for the water and vapor specific entropy, respectively, S_{gen} stands for the entropy generated and T_q means the temperature of the heat source/sink. Other symbols were explained earlier.

The entropy generated per 1 m of the wall starting from the beginning of the drying process was calculated for each simulation and is presented in Fig. 10. The entropy generated for cases with higher drying air temperature were lower than for respective cases with lower drying air temperature. Similarly to the previous analyses, cases with the lower humidity (e.g., the winter cases) were characterized by the lower entropy generated. This trend was reversed in simulations with high drying air temperature (i.e., 50 and 60°C) where the winter cases had higher entropy generated than the spring and summer ones. The reason for this was the following. It was found that amounts of water, which capillary raised through the bottom boundary of the computational domain, were bigger for cases with higher temperature and lower humidity (i.e., for the winter cases) than for the other cases. Therefore, overall amounts of water removed from the wall during the winter were bigger than for respective cases in the spring and summer. This resulted in the higher entropy generated due to more heat transported to the wall during the winter. Moreover, from the Second Law of Thermodynamics point of view, using the low drying air temperature at the beginning of the drying process did not reduce the entropy generated.

4. Conclusion

In this paper the analysis of the energy consumption required for the drying of moist masonry wall applying the thermo-injection method was carried out for various seasons in Poland. It turned that the ambient air humidity ratio, which was different for each season,

had a significant effect on the drying process, and consequently on the energy consumption in the process and its efficiency. The lower humidity ratio of ambient air during the wintertime than for the other seasons resulted in the higher drying rates. The higher temperature of drying air allowed to reach the lower final moisture content in the wall.

It was found that in the first 24 h the drying process had a high drying rate, even for the low drying air temperature. After 24 h of the process the drying rate decreased and at the end of simulation stabilized below 1 kg_{water}/h. The energy consumption was depended on the drying air temperature and the temporal water saturation level in the masonry wall. For the high saturation of the water in the wall, the low drying temperature resulted in the lower energy consumption, but with a decrease of the water saturation the energy consumption rose, and the drying with the low drying air temperature became less efficient than the drying with a high drying temperature. For removing moisture from deeper parts of the wall the higher drying air temperature was necessary. Hence, the increase in the energy consumption was related to the decrease in the drying rate with time.

Based on the obtained results it was also notice that there is a potential for a reduction of the energy consumption in the thermo-injection method. It may be implemented by, e.g., applying the low drying air temperature (i.e., 20°C) during the first drying period (i.e., for first 24 h or even more), and then by increasing the temperature up to 60°C. The energy efficiency during the first drying period was much higher for low temperatures than for higher. But with removing more moisture it dropped down rapidly for lower temperatures. For the temperature of 60°C the efficiency decreased much slower than in other cases. A limit value of the moisture content, i.e., a specific value of the mass moisture content for which the drying with the air temperature of 60°C become the most efficient might be determined for each season. In the winter, this limit value was lower than for the summer. It means that theoretically in the winter the low temperature of the drying air could be used longer. On the other hand, in this paper the drying process for different drying air temperatures was considered separately. When the variable temperature of drying air will be used, the efficiency might be lower than predicted in this paper due to heating up of the wall. This effect may be significant, especially in cases

with the low humidity, when firstly the wall temperature will be decreased and then after the rise of temperature of drying air the wall will be heated up.

The Second Law based analysis did not showed the lower entropy generated at the beginning of the process for the low drying air temperatures. Moreover, the winter cases with high drying air temperature (i.e., 50 and 60°C) had higher entropy generated than the corresponding spring and summer cases. This was due to higher amounts of water removed from the wall in case of higher temperature and lower humidity of drying air which resulted in higher water uptake from the bottom boundary of the wall and consequently higher entropy production. Hence, the energy efficiency of the drying process could be also increased by reducing the capillary water rise.

To sum up, varying drying air temperature also might be considered as a method of increasing the drying energy efficiency. But additional analysis of the drying process with the variable drying air temperature are required to find optimal operating parameters of the process. Further analysis should be also performed to investigate, e.g., the impact of the distance between drying holes or the impact of the initial moisture content in the wall on the energy consumption in the process.

Funding

This work was supported from European Union within the European Regional Development Fund, European Union under project no. POIR.04.01.02-00-0099/16 "Development of innovative technology of drying and moisture sealing of masonry walls, DryWall" granted by the National Center for Research and Development (Poland) as well as from the Faculty of Power and Aeronautical Engineering of Warsaw University of Technology, Poland in the framework of statutory activity.

Supplementary material

Variation for temperature and relative humidity for typical meteorological year for Warsaw were included in the supplementary material (data.csv). The data were acquired from official website of Republic of Poland (<https://dane.gov.pl/pl/dataset/797,typowe-lata-meteorologiczne-i-statystyczne-dane-klimatyczne-dla-obszaru-polski-do-obliczen-energetycznych-budynkow/resource/1943/table>, accessed in December 1, 2020).

Types of contribution

Original research papers.

Credit author statement

Michał Wasik: Methodology, Software, Visualization, Writing – original draft, **Piotr Łapka:** Conceptualization, Methodology, Writing – review & editing, Supervision.

Declaration of competing interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

Appendix A. Supplementary data

Supplementary data to this article can be found online at <https://doi.org/10.1016/j.energy.2021.122694>.

References

- [1] Shoemaker RC, House DE. Sick building syndrome (SBS) and exposure to water-damaged buildings: time series study, clinical trial and mechanisms. *Neurotoxicol Teratol* 2006;28:573–88. <https://doi.org/10.1016/j.ntt.2006.07.003>.
- [2] Lourenço PB, Luso E, Almeida MG. Defects and moisture problems in buildings from historical city centres: a case study in Portugal. *Build Environ* 2006;41:223–34. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2005.01.001>.
- [3] Cieślakiewicz Ł, Łapka P, Mirowski R. In situ monitoring of drying process of masonry walls. *Energies* 2020;13:6190. <https://doi.org/10.3390/en13236190>.
- [4] Seredyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material. *Energies* 2020;13. <https://doi.org/10.3390/en13010214>.
- [5] Lykov AV. Mass and heat transfer in building materials. *J Eng Phys* 1965;8:103–9. <https://doi.org/10.1007/BF00829046>.
- [6] Lykov AV. On systems of differential equations for heat and mass transfer in capillary porous bodies. *J Eng Phys* 1974;26:11–7. <https://doi.org/10.1007/BF00827280>.
- [7] Whitaker S. Simultaneous heat, mass, and momentum transfer in porous media: a theory of drying. 1977. p. 119–203. [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70223-5](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70223-5).
- [8] Künnel HM, Kiessl K. Calculation of heat and moisture transfer in exposed building components. *Int J Heat Mass Tran* 1996;40:159–67. [https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(96\)00084-1](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(96)00084-1).
- [9] Steeman HJ, Van Bellegheem M, Janssens A, De Paep M. Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage. *Build Environ* 2009;44:2176–84. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2009.03.016>.
- [10] Van Bellegheem M, Steeman HJ, Steeman M, Janssens A, De Paep M. Sensitivity analysis of CFD coupled non-isothermal heat and moisture modelling. *Build Environ* 2010;45:2485–96. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2010.05.011>.
- [11] Van Bellegheem M, Steeman M, Janssens H, Janssens A, De Paep M. Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD. *Build. Environ Times* 2014;81:340–53. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2014.06.024>.
- [12] Van Bellegheem M, Steeman M, Janssens A, De Paep M. Heat, air and moisture transport modelling in ventilated cavity walls. *J Build Phys* 2015;38:317–49. <https://doi.org/10.1177/1744259114543984>.
- [13] Seredyński M, Furmański P, Łapka P, Wasik M, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski T, Jaworski M. New numerical model of heat and moisture transfer in the wet brick. *IOP Conf Ser Mater Sci Eng* 2019;660. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012023>.
- [14] Seredyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Investigation of the equilibrium and non-equilibrium models of heat and moisture transport in a wet porous building material. In: *E3S Web Conf*; 2019. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912806008>.
- [15] Łapka P, Wasik M, Furmański P, Seredyński M, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Preliminary mathematical and numerical transient models of convective heating and drying of a brick. In: *MATEC Web Conf*; 2018. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201824001022>.
- [16] Łapka P, Wasik M, Cieślakiewicz Ł, Furmański P. Testing of a new non-equilibrium heat and moisture transfer model in porous building materials. *E3S Web Conf* 2020;172:04003. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202017204003>.
- [17] Reuge N, Moissette S, Bart M, Collet F, Lanos C. Water transport in bio-based porous materials: a model of local kinetics of sorption—application to three hemp concretes. *Transport Porous Media* 2019;128:821–36. <https://doi.org/10.1007/s11242-019-01272-4>.
- [18] Reuge N, Collet F, Pretot S, Moissette S, Bart M, Style O, Shea A, Lanos C. Hygrothermal effects and moisture kinetics in a bio-based multi-layered wall: experimental and numerical studies. *Construct Build Mater* 2020;240:117928. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117928>.
- [19] Bardy E, Hamdi M, Havet M, Rouaud O. Transient exergetic efficiency and moisture loss analysis of forced convection drying with and without electrohydrodynamic enhancement. *Energy* 2015;89:519–27. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2015.06.017>.
- [20] Kudra T. Energy performance of convective dryers. *Dry Technol* 2012;30:1190–8. <https://doi.org/10.1080/07373937.2012.690803>.
- [21] Jokiel M, Bantle M, Kopp C, Halvorsen Verpe E. Modelica-based modelling of heat pump-assisted apple drying for varied drying temperatures and bypass ratios. *Therm Sci Eng.Prog* 2020;19:100575. <https://doi.org/10.1016/j.tsep.2020.100575>.
- [22] Dai B, Zhao P, Liu S, Su M, Zhong D, Qian J, Hu X, Hao Y. Assessment of heat pump with carbon dioxide/low-global warming potential working fluid mixture for drying process: energy and emissions saving potential. *Energy Convers Manag* 2020;222:113225. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113225>.
- [23] Wasik M, Łapka P, Cieślakiewicz Ł, Seredyński M, Furmański P, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski T, Jaworski M. Numerical investigation of influence of the temperature and relative humidity of air on the drying process of porous

- building. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 2019;660. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012020>.
- [24] Cieřlikiewicz Ł, Łapka P, Kubiř M, Wasik M, Pietrak K, Furmański P, Seredyński M, Wiřniewski T. Experimental investigation of the influence of the relative humidity of air on the drying process of porous building materials. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 2019;660. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012025>. 0–8.
- [25] Cieřlikiewicz Ł, Łapka P, Mirowski R, Wasik M, Kubiř M, Pietrak K, Furmański P, Seredyński M, Wiřniewski T. Development of the experimental stand for investigation of the drying process in moist walls. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 2019;660:012021. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012021>.
- [26] Typical meteorological year for Warsaw, Poland (n.d.), <https://dane.gov.pl/dataset/797,typowe-lata-meteorologiczne-i-statystyczne-dane-klimatyczne-dla-obszaru-polski-do-obliczen-energetycznych-budynkow/resource/1943/table>. [Accessed 1 December 2020].
- [27] Cengel YA. Heat transfer, a practical approach. McGraw-Hill Education; 2002.
- [28] Pietrak K, Kubiř M, Cieřlikiewicz Ł, Furmański P, Seredyński M, Wasik M, Wiřniewski T, Łapka P. Measurement of thermal, hygric and physical properties of bricks and mortar common for the Polish market. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 2019;660. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012022>.



Contents lists available at ScienceDirect

Energy

journal homepage: www.elsevier.com/locate/energy

Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air

Michał Wasik^{*}, Piotr Łapka

Institute of Heat Engineering, Faculty of Power and Aeronautical Engineering, Warsaw University of Technology, Nowowiejska St. 21/25, Warsaw, 00-665, Poland

ARTICLE INFO

Handling editor: X Zhao

Keywords:

Drying
Energy consumption
Energy efficiency
Heat and moisture transfer
Numerical modeling
Masonry walls
Variable temperature profile

ABSTRACT

The influence of the drying air temperature profile on the effectiveness of the thermo-injection masonry wall drying method was investigated by applying numerical modeling. The in-house non-equilibrium heat and moisture transfer model was used to perform simulations. A two weeks drying process was simulated. Four drying strategies characterized by constant, jump, stepwise, and periodic drying air temperature profiles were studied and compared. Three different heating intervals (i.e., 12, 24, and 48 h), which referred to drying air temperature profile changes, were examined. The drying air temperature varied between 20 and 60 °C. Moreover, the relative humidity of the drying air corresponded to the three seasons in Poland, i.e., winter, spring, and summer, and ranging between 70 and 90% at ambient conditions. It was found that drying strategies with the jump and stepwise temperature profiles may decrease the energy consumption required for masonry wall drying by up to 5.9% during the season with a low drying air relative humidity (i.e., during winter). However, energy savings were insufficient during the highly humid season (i.e., summer). The heating interval of 48 h was the best for the jump strategy and may be the best for the stepwise approach in a longer than two weeks drying process. The stepwise strategy removed significantly more water from the wall to reach the same level of moisture mass fraction in the drying zone as the constant and jump strategies. The slower wall heating process and the continuous action of capillary water uptake were responsible for this behavior. The same phenomena caused the periodic strategy to be ineffective.

1. Introduction

Mold growth, inhabitants' health hazards, material degradation, poor thermal insulation, or a decrease in mechanical performance [1] are some effects of moisture level in building walls. An important question is how water appears in buildings, and more crucial is how to remove it. The origin of the moisture could be different, starting from an accident, i.e., roof or pipe leakage or flooding, then vapor condensation, wind-driven rain [2], and finally, capillary raising underground water connecting with poor moisture insulation and poor drainage. Due to ancestors' limited knowledge of moisture transport and degradation of applied materials, historical buildings are jeopardized to the extension of moisture. In the historical center of Braganca (Northern Portugal), Lourenço et al. [3] determined water-related problems as the most important for building health and quality of inhabitants' life. The other moisture problems in historical buildings were described by Śtaśny

et al. [4] in an example of renovation and prevention from rising dampness of three buildings in Slovakia (Bratislava and Trnava). Also, Łapka and Cieślakiewicz [5] investigated damp masonry walls in the basement of a former monastery in Łowicz (Poland).

Apart from identifying the moisture problems, the water removal method and prevention from re-penetration are significant. Franzoni [6], based on 65 scientific publications, listed methods of coping with damp masonry walls, i.e., systems aimed at reducing water supply from the ground, boosting water evaporation, modifying materials in the wall, and electro-osmosis. The chemical damp proofing method is popular for renovating wet walls by modifying materials [6]. It is based on creating moisture impermeable barriers and cutting off the wall from the source of moisture. The effectiveness of the barrier depends on the kind of used water repellent agent [7], material structure [8], and moisture saturation [7,9]. In order to reduce initial moisture saturation and improve the quality of the waterproof barrier, initial wall heating and drying should be applied [9].

^{*} Corresponding author.

E-mail addresses: michal.wasik@pw.edu.pl (M. Wasik), piotr.lapka@pw.edu.pl (P. Łapka).

<https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128085>

Received 24 October 2022; Received in revised form 19 April 2023; Accepted 9 June 2023

Available online 26 June 2023

0360-5442/© 2023 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Nomenclature		W_{cap}	capillary moisture content, kg/m ³
		Y	vapor mass fraction, -
<i>Greek symbols</i>			
a_s	pores area per unit volume of the medium, 1/m	Δh_{lv}	latent heat of evaporation, J/kg
A	area, m ²	Δm	water mass removed from the wall, kg
c	specific heat, J/(kg·K)	Δt	heating interval, s
c_p	specific heat at constant pressure, J/(kg·K)	ε	volume fraction, -
d	pore diameter, m	ρ	density, kg/m ³
D	mass diffusion coefficient, m ² /s	θ	damping function, -
e	specific energy consumption, kWh/kg H ₂ O	τ	dummy variable for integration, -
E	energy consumption per 1 m of the masonry wall, J/m	<i>Subscripts</i>	
$E_{\%}$	energy saving potential, %	av	average
h_{vl}	mass transfer coefficient between vapor and water in pores, m/s	ef	effective
h_m	convective mass transfer coefficient, m/s	eq	equilibrium
h_t	convective heat transfer coefficient, W/(m ² ·K)	f	drying air
j	mass flux, kg/(m ² ·s)	g	moist air
k	thermal conductivity, W/(m·K)	i	analyzed strategy
K_l	liquid moisture permeability, s	$init$	initial
$\dot{m}_{lv}$	evaporation mass flow rate, kg/(s·m ³)	l	liquid water
M	molecular mass, kg/kmol	p	pore
p	pressure, Pa	ref	reference strategy
p_c	capillary pressure, Pa	s	solid
q	heat flux, W/m ²	sat	saturation
R	universal gas constant, J/(kmol·K)	v	water vapor
t	time, s	w	surface of the wall or drilled hole
T	temperature, K		
w	average moisture mass fraction, -		
W	moisture content, kg/m ³		

The building drying methods can be divided into the surface method, e.g., the infrared drying method [10], or the internal method, e.g., the thermo-injection method [5,9,10]. The advantage of the thermo-injection method is its higher efficiency and potential to remove moisture [9,10] than in the case of surface drying methods. For example, Geijßer et al. [11] reported IR-drying system energy consumption as 22.5 kWh/kg H₂O removed, while for the thermo-injection system, Cieślakiewicz et al. [12] evaluated the specific energy consumption to be 11.08 kWh per 1 m of wall and per unit volumetric moisture content, and Łapka et al. [9] reported energy consumption up to 3.3 kWh/kg H₂O. Moreover, drilled holes used in the internal drying method may be used to inject a hydrophobic mixture to create a waterproofing barrier through the whole wall thickness. To sum up, these examples show that the masonry wall drying process is very time- and energy-consuming [5, 9,11,12]. Therefore, efforts to reduce its duration and energy consumption are justified.

Łapka et al. [9] analyzed the thermo-injection method on a semi-laboratory scale. Two types of wall samples (i.e., plastered and unplastered) with three different drying strategies, i.e., only ventilation mode, single-phase (heating mode), and two-phase (alternating ventilation and heating modes) drying, were investigated [9]. The experiment indicated a potential for decreasing energy consumption needed for conducting the process without a significant decrease in drying rate by using the two-phase drying strategy [9]. Chengije et al. [13] also recommended two-stage drying to improve the paddy drying energy efficiency. Zegowitz et al. [10] tested a periodic heating-ventilating approach using the lance drying system but did not measure energy consumption. Wasik and Łapka [14] simulated masonry wall drying for single-phase drying (heating mode) with different drying air temperatures, i.e., 20, 30, 40, 50, and 60 °C, and for three seasons, taking into consideration various humidity ratios of the drying air. The results indicate the possibility of increasing drying efficiency (decreasing energy consumption) by using varying drying air temperatures [14].

As several ideas to find optimal strategies and parameters for

masonry wall drying emerged, this paper aims to numerically verify their potential and answer whether different drying strategies may reduce the energy consumption of the process. A single-phase drying strategy with a constant drying air temperature profile was selected as a basing variant. Following Łapka et al. [9] conclusions and Wasik and Łapka's [14] suggestions, a two-phase drying strategy with jump temperature rise was chosen for comparison. Periodical varying temperature profile [10] was the next analyzed strategy. The last investigated temperature profile was stepwise rising temperature. Each strategy was analyzed for different drying air humidity ratios, which were not studied by Łapka et al. [9] and Zegowitz et al. [10]. Moreover, various heating intervals corresponding to changing temperature profiles were investigated. The obtained simulation results extended knowledge about different drying strategies to reduce the energy consumption of the masonry wall drying process.

The paper deals with improving the masonry wall drying process from an energy point of view. It is directly related to the energy efficiency analysis of the thermo-injection drying process. The drying of building envelopes, no matter the method applied, is characterized by high energy consumption, but it must be performed when moist walls are detected to protect the building structure and occupants' health. The study searches for optimal implementation of the masonry walls drying process characterized by lower energy consumption than the current implementations. To achieve the paper's objective, i.e., find the optimal drying strategy in the thermo-injection method, energy transfer and conversion phenomena in the building envelope are modeled by applying the novel numerical approach, and thermo-injection method energy consumption is predicted. The study has a novel character because, firstly, the problem of improving the drying of masonry walls is undertaken for the first time in a detailed way by analyzing the heat and moisture transfer phenomena occurring during the masonry wall drying. Secondly, the paper proposed new ways of implementing the thermo-injection method characterized by lower power consumption. Therefore, the obtained results have both scientific and practical values.

2. Research problem and methodology

2.1. Definition of studied cases

The analysis of masonry wall drying by the thermo-injection method is an object of the study. This process is the first step in renovating damp walls and creating a waterproof barrier. In the thermo-injection method, a row of holes is drilled in the wall – see Fig. 1. These holes are first used to dry the wall (by mounting heating probes inside) and then inject special emulsion, creating a waterproof barrier [12]. Hence, the most critical region (drying zone) in the wall is close to these drilled holes – see a semi-transparent blue area in Fig. 1. The width of the drying zone was determined to be approximately 80 mm [14]. Based on the previous study [9,14], for current simulations, the diameter of the holes was taken to be equal to 20 mm, the diameter of the drying probe to 16 mm, and the distance between the holes' centers to 150 mm. Moreover, the occurrence of the capillary rising of dampness from the bottom of the wall was assumed.

The following masonry wall drying strategies with different drying air temperature profiles were studied to find the optimal course of the process. According to the previous research [9,10,14], two drying strategies, i.e., two-phase and periodic, were considered – see Fig. 2b and d. An additional stepwise rising approach (Fig. 2c) was also formulated as a variant of the two-phase strategy. For each scenario, three heating intervals, i.e., periods when the heating mode was on and off, were considered – see Fig. 2. The heating interval (Δt) was chosen as 12, 24, and 48 h. The one-phase strategy (i.e., with a constant temperature profile) was considered (Fig. 2a) as a reference case. Such implementation is usually used in the practical application of the thermo-injection method [5,12].

The following energy consumption (kWh) was determined to compare each strategy:

$$E(t) = \int_0^t \oint [q_w(\tau)] dA_w d\tau \quad (1)$$

where: A_w is the drilled hole surface area, q_w means heat flux at the drilled hole surface transferred from drying air to building material, t is the drying process duration, and τ is the dummy variable for integration.

Another parameter applied to analyze each strategy was the energy

saving potential (%) defined as follows:

$$E_{\%}(w) = \frac{E_{ref}(t(w)) - E_i(t(w))}{E_{ref}(t(w))} \cdot 100\% \quad (2)$$

where: $E_{ref}(t(w))$ is the energy consumption for reference strategy required to obtain a given average moisture mass fraction in a drying zone, $E_i(t(w))$ means the energy consumption for the analyzed strategy required to obtain a given average moisture mass fraction in a drying zone, $t(w)$ is the time required to reach a given moisture mass fraction in a drying zone, and w stands for a given average moisture mass fraction in a drying zone.

Also, specific energy consumption [9,11] was introduced to compare the energy needed to remove 1 kg of water from the wall for different cases. The definition of specific energy consumption (kWh/kg H₂O) is as follows [9]:

$$e(t) = \frac{E(t)}{\Delta m} \quad (3)$$

where: Δm means a mass of removed water from the wall.

The analysis was conducted for various relative humidity of drying air which represents the average mass fraction in ambient air for three seasons (winter, spring, and summer, respectively) for Polish climate conditions (Warsaw) [15]. The in-house developed non-equilibrium heat and moisture transfer model in building materials [14,16–18] was applied to perform simulations. The same model was used previously to conduct seasonal masonry wall drying analyses [14].

2.2. Mathematical model summary

The mathematical model assumed the masonry wall to be a homogeneous and isotropic porous medium. Mortar joints were neglected. The wall consisted of dry solid material and pores filled with liquid water and moist air. The model assumed mechanical equilibrium, i.e., the constant wet air pressure inside the pores, and thermal equilibrium, i.e., all components (solid, liquid water, moist air) had the same temperature in the control volume. However, hygric non-equilibrium was considered. The non-equilibrium assumption allowed modeling evaporation and condensation inside pores at a finite rate. The following system of equations formulated the model [14,16–19].

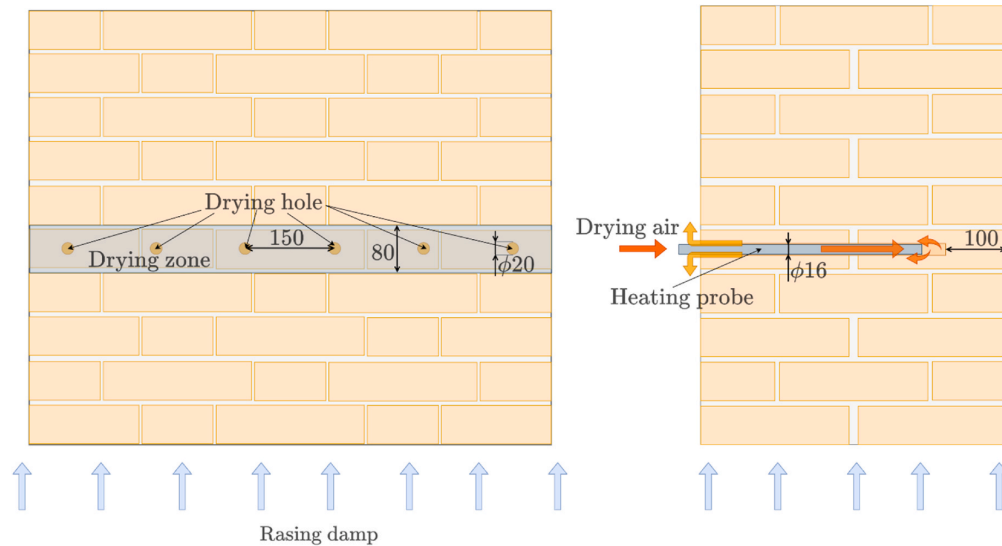


Fig. 1. Schematic of the analyzed wall drying process (dimensions in mm).

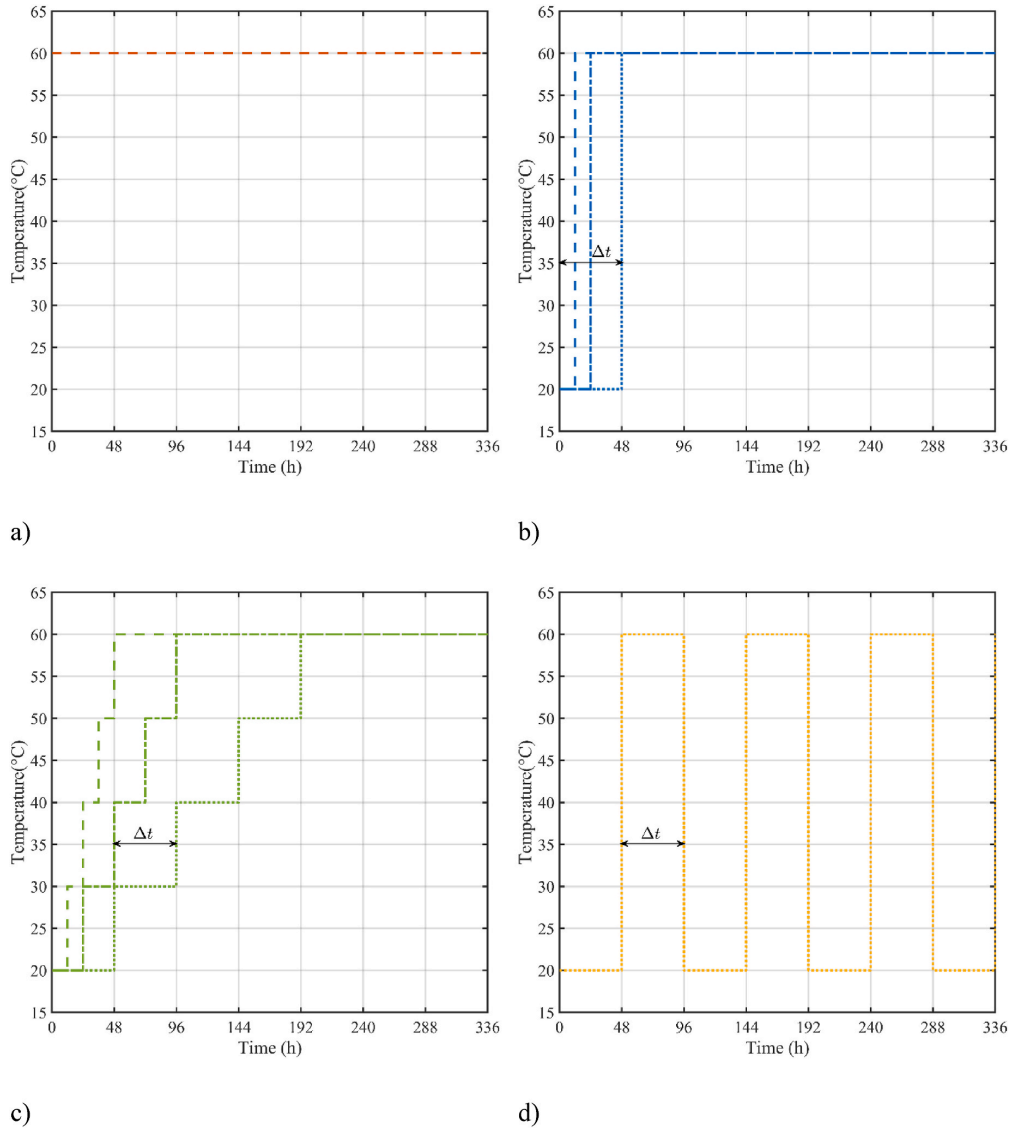


Fig. 2. Analyzed drying strategies: a) one-phase (constant temperature), b) two-phase (temperature jump), c) stepwise temperature rise, d) periodic – Δt was equal to 12, 24, and 48 h.

- The liquid water conservation equation:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_l \rho_l) = -\nabla \cdot (K_l \nabla p_c) - \dot{m}_{lv} \quad (4)$$

- The vapor conservation equation:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_g \rho_v) = \nabla \cdot (D_{v,ef} \nabla \rho_v) + \dot{m}_{lv} \quad (5)$$

- The energy conservation equation:

$$\frac{\partial}{\partial t}[(\rho c)_{ef} T] + \nabla \cdot [(c_l K_l \nabla p_c - c_{p,v} D_{v,ef} \nabla \rho_v) T] = \nabla \cdot (k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{lv} \Delta h_{lv} \quad (6)$$

where: c_l and $c_{p,v}$ stand for the water specific heat and vapor specific heat at constant pressure, respectively, $D_{v,ef}$ is the effective mass diffusion coefficient, k_{ef} means the effective thermal conductivity, K_l stands for the liquid moisture permeability, $\dot{m}_{lv}$ means the evaporation mass flow rate, p_c is the capillary pressure, T represents the temperature, Δh_{lv} stands for the latent heat of evaporation, ϵ_l and ϵ_g mean the water and moist air volume fractions, respectively, ρ_l and ρ_v are the water and vapor density, respectively, and $(\rho c)_{ef}$ denotes the effective heat capacity.

The phase change kinetic was modeled by the linear function of the difference between actual and saturation vapor density [14,16–19]:

$$\dot{m}_{lv} = \begin{cases} h_{vl} a_s \frac{\epsilon_l}{\epsilon_p} (\rho_{v,eq} - \rho_v) & \text{for evaporation} \\ h_{vl} a_s (\rho_{v,eq} - \rho_v) & \text{for condensation} \end{cases} \quad (7)$$

where: a_s is the area of the pores per unit volume of the medium, h_{vl} means the mass transfer coefficient between vapor and water in pores, ϵ_p stands for the pores volume fraction, and $\rho_{v,eq}$ denotes the equilibrium saturation vapor density.

The coefficient ϵ_l/ϵ_p in eq. (7) modeled the water evaporation area inside the pore (i.e., part of the pore occupied by liquid water), while condensation was assumed to occur in the whole volume of the pore. Although eq. (7) has the linear form, the saturation vapor density depends on the temperature, capillary pressure, and water content in pores, which leads to highly complex and non-linear behavior.

The equilibrium saturation vapor pressure was calculated from Kelvin's law [14,20]:

$$p_{v,eq} = p_{v,sat}(T) e^{\frac{p_c M_v}{p R T}} \quad (8)$$

where: M_v means the molecular vapor mass, $p_{v,sat}$ is the temperature-dependent vapor saturation pressure, and R denotes the universal gas constant.

The pore area per unit volume was determined from the following relationship:

$$a_s = \frac{6\epsilon_p}{d_{av}} \quad (9)$$

where: d_{av} stands for the average pore diameter.

Saturation vapor and dry air densities were calculated by ideal gas law.

The system of equations (4)–(6) requires the boundary conditions at surfaces between drying air and building material, which were formulated as follows [14,16,19]:

$$j_{l,w} + j_{v,w} = j_{v,f} \quad (10)$$

$$q_w = q_f + \Delta h_{lv} j_{l,w} \quad (11)$$

where: $j_{v,f}$ means the vapor mass flux in drying air (i.e., at the drying air side of the solid-fluid interface), $j_{l,w}$ and $j_{v,w}$ are the water and vapor mass flux in the wall (i.e., at the building material side of the solid-fluid interface), respectively, and q_w and q_f stand for the heat flux in the wall and convective heat flux in drying air, respectively. The term Δh_{lv} describes the thermal effect related to water evaporation from the surface.

The mathematical model presented above was implemented in the commercial software ANSYS Fluent. Advanced user customization routines like User-Defined Function (UDF), User-Defined Scalar (UDS), and User-Defined Memory (UDM) were applied for its implementation. More details of the proposed model were presented in previous publications [16,17,19].

The 1D problem of forced convection drying of wet porous building material was used to verify the model against two equilibrium models [16]. The obtained results were consistent with the predictions of both equilibrium models [16]. Spatial and time discretization independence was also proven [16]. The pre-validation of the model against the experiment described in the literature [20] was done in Ref. [19]. During the pre-validation internal mass transfer coefficient, which is used in the phase change kinetic model, eq. (7), was determined [19].

2.3. Numerical model setup

The considered geometry of the masonry wall was simplified to 2D, which allowed for reducing computational time. Conditions, i.e., temperature and humidity of drying air, and heat and mass transfer coefficients, at each hole were assumed the same, allowing further domain

reduction to only the repeatable segment with one drilled hole. The drying process was considered symmetric, which further allowed for the simulation of only half of the segment with the hole – see Fig. 3a. The modeled part of the masonry wall had a height of 1250 mm and a width of 75 mm (Fig. 3a). The width corresponds to half the distance between drilled holes used in the real implementations of the thermo-injection method [5,9,12]. The hole's location was assumed to be 650 mm above the bottom edge of the computational domain. The diameter of the hole was 20 mm [5,9,12]. The computational domain size was selected based on the previously tested computational zones and was also used in the previous publication [14].

The computational geometry was generated in the ANSYS Design-Modeler. Next, the structural mesh consisting of 156 000 elements was prepared in the ANSYS Meshing. The average size of the mesh elements was 1.9 mm². The mesh was coarsened to the top and bottom edges and refined to the edge of the drilled hole. The grid quantity parameters were as follows: the minimal orthogonal quality of 0.7, the maximum aspect ratio equal to 9.2, and the maximum skewness of 0.5. These factors indicated that the mesh quality was good. The mesh independency study was performed considering additional the smaller (73 920 elements) and larger (295 680 elements) grid – see exemplary results in Fig. 4a, i.e., temporal variation of average moisture mass fraction in the drying zone for winter. The maximum relative difference between the base mesh of 156 000 elements (used for computations) and the refined one was below 1% – see Fig. 4b. But the refined mesh needed significantly more time for the simulations. Hence mesh with 156 000 elements was used as a compromise between computational time and accuracy. Time step size did not affect the results, i.e., almost identical results were obtained for its tested values of 60 and 120 s (i.e., relative difference below 0.2%). Therefore, based only on the model stability, the time step size was chosen to be 120 s, i.e., the selected time step was the highest, ensuring stable problem solutions.

Due to the significant height of the domain, the temperatures at the top and bottom edges were assumed to be constant during the simulations – see Fig. 3b. The average basement temperature was considered equal to 15 °C and was set both as an initial and boundary conditions, i.e., $T_{init} = T_{top} = T_{bottom} = 15$ °C. Furthermore, at the bottom edge, high water saturation (i.e., $\epsilon_l = 0.31$) was assumed to simulate intensive capillary water uptake. The initial water content in the masonry wall was set to $W_{init} = 310$ kg/m³, which resulted in 96.8% saturation of the building material. The top boundary was treated as impermeable to moisture – see Fig. 3b. The symmetry condition was assumed at the left and right boundaries. The convective heat and mass transfer between drying air and building material at the drilled hole edge were assumed. Numerically heat and moisture transfer at the drilled hole edge was modeled as follows [14]:

$$(-D_{v,ef} \nabla \rho_v)_w = (1 - \theta) h_m (Y_w - Y_f) \quad (12)$$

$$(K_t \nabla p_c)_w = \theta h_m (Y_w - Y_f) \quad (13)$$

$$(-k_{ef} \nabla T)_w = h_t (T_w - T_f) + \Delta h_{lv} K_t \nabla p_c \quad (14)$$

where: h_m and h_t mean the convective mass and heat transfer coefficients, respectively, T_f and T_w are the temperatures of the drying air and at the surface of the wall, respectively, Y_f and Y_w stand for the vapor mass fractions of the drying air and at the surface of the wall, respectively, and θ means the damping function, which is described by the following equation:

$$\theta = \sin^2 \left(\frac{\pi}{2} \frac{W}{W_{cap}} \right) \quad (15)$$

where: W and W_{cap} stand for the moisture and capillary moisture contents, respectively.

The dumping function value varies from 0 to 1, which allows for

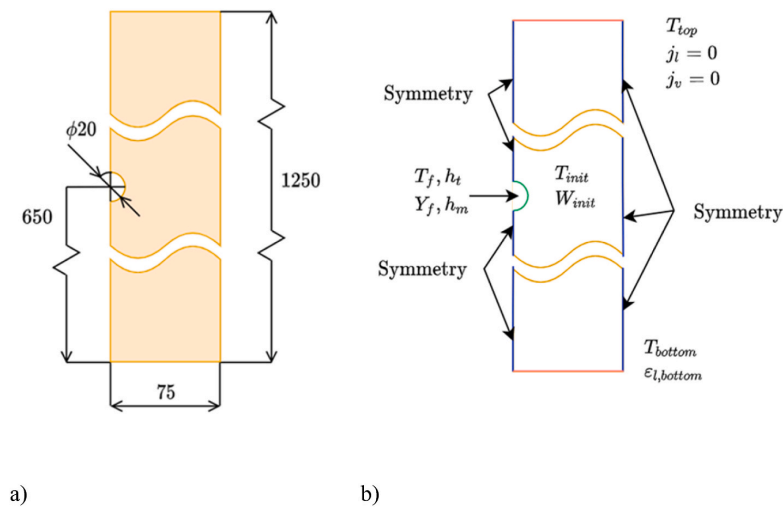


Fig. 3. a) Computational domain, b) initial and boundary conditions (dimensions in mm).

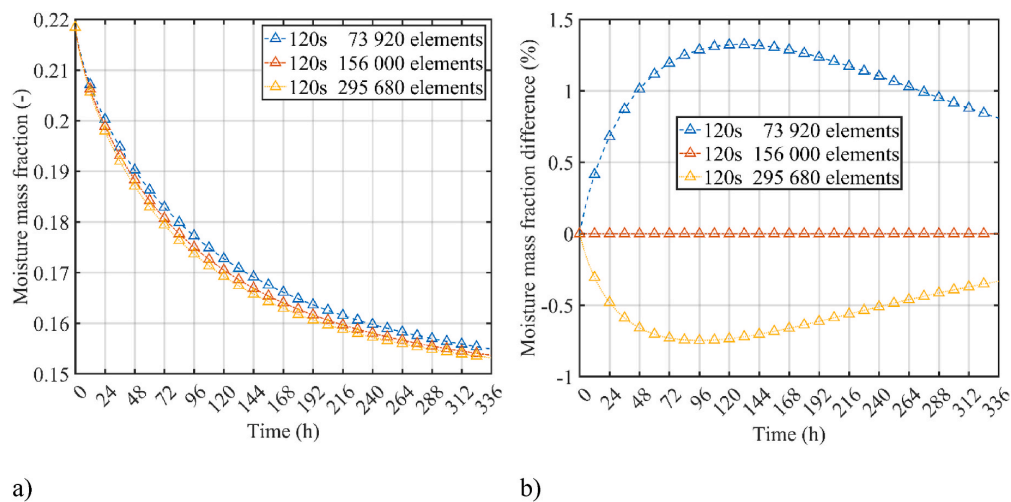


Fig. 4. Mesh independence analysis: a) temporal variations of average moisture mass fraction in the drying zone for winter, b) temporal variations of the relative difference between results obtained for different meshes.

switching between different moisture transfer mechanisms. The assumed dumping function was chosen based on tests in which simulation results were compared and adjusted to experimental data [19]. Eq. (12)–(14) are numerical implementations of the general form of boundary conditions given by eqs. (10) and (11).

The convective heat transfer coefficient was estimated using Gnielinski's formula [14,21] for annulus flow between the drying probe and drilled hole surface – see Fig. 1. Then, the mass transfer coefficient was estimated from the Chilton-Colburn analogy [21]. The values of the estimated coefficients were $37.72 \text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$ and $0.0384 \text{ kg/(s}\cdot\text{m}^2)$ for heat and mass transfer, respectively [14]. The variation of drying air temperature for each case was set according to Fig. 2 and is described in Table 1. The vapor mass fraction of drying air was equal to 0.00030, 0.00481, and 0.00948, corresponding to Polish (Warsaw) winter, spring, and summer, respectively [14]. The other properties and parameters required to conduct simulations were the same as in previous works [14,

16] and are summarized in Table 2. The simulations were conducted for a drying time of 336 h (two weeks).

3. Results

3.1. Results presentation

For every season, 10 simulations were carried out for different drying strategies and heating intervals, which considering 3 seasons, led to 30 simulations in total. The results were presented for all cases in Table 3. For all seasons, the lowest final (i.e., after two weeks of drying) moisture mass fraction in the drying zone of the masonry wall was achieved for the constant temperature (reference) strategy (Table 3 and Fig. 5). The final moisture levels for the jump strategy were very close to the reference strategy, i.e., only up to 1.2% higher – see Table 3. Differences between variable heating intervals were insignificant, especially for the

Table 1

Temperature of drying air for different drying strategies (where: the operator $|$ represents floor function).

Drying strategy	Heating intervals (h)	Graphical representation	Mathematical formulation
Reference (T constant)	–	Fig. 2a	$T_f(t) = 60^\circ\text{C}$
T jump	$\Delta t = 12$ $\Delta t = 24$ $\Delta t = 48$	Fig. 2b	$T_f(t) = \begin{cases} 20^\circ\text{C} & \text{for } t \leq \Delta t \\ 60^\circ\text{C} & \text{for } t > \Delta t \end{cases}$
T stepwise	$\Delta t = 12$ $\Delta t = 24$ $\Delta t = 48$	Fig. 2c	$T_f(t) = \begin{cases} 20^\circ\text{C} + 10 \left\lfloor \frac{t}{\Delta t} \right\rfloor^\circ\text{C} & \text{for } t \leq 4\Delta t \\ 60^\circ\text{C} & \text{for } t > 4\Delta t \end{cases}$
T periodic	$\Delta t = 12$ $\Delta t = 24$ $\Delta t = 48$	Fig. 2d	$T_f(t) = \begin{cases} 20^\circ\text{C} & \text{for even values of } \left\lfloor \frac{t}{\Delta t} \right\rfloor \\ 60^\circ\text{C} & \text{for odd values of } \left\lfloor \frac{t}{\Delta t} \right\rfloor \end{cases}$

Table 2

Model parameters and material properties [14,19,22–25].

Property	Symbol and unit	Value
Water specific heat	c_l (J/(kg·K))	4192.1
Brick specific heat	c_s (J/(kg·K))	840.0
Vapor specific heat at constant pressure	$c_{p,v}$ (J/(kg·K))	1875.2
Average pore diameter	d_m (m)	$1.6 \cdot 10^{-5}$
Effective mass diffusion coefficient	$D_{v,ef}$ (m ² /s)	$D_{v,ef} = \frac{2.61 \cdot 10^{-5} \left(1 - \frac{W}{W_{cap}}\right)}{24.79 \left[0.503 \left(1 - \frac{W}{W_{cap}}\right)^2 + 0.497\right]}$
Mass transfer coefficient between vapor and water in the pores	h_{vl} (m/s)	$2.5 \cdot 10^{-5}$
Brick thermal conductivity	k_s (W/(m·K))	1.0
Effective thermal conductivity of the moist brick	k_{ef} (W/(m·K))	$k_{ef} = k_s + 0.0047W$
Liquid moisture permeability	K_l (s)	$K_l = \frac{1.1437 \cdot 10^{-9}}{[1 + (1.76 \cdot 10^{-5} p_c)^{4.3}]^{1.6}}$
Capillary moisture content	W_{cap} (kg/m ³)	320.0
Retention curve	$W(p_c)$ (kg/m ³)	$W(p_c) = \left\{ \begin{aligned} &0.846 \left[1 + (1.394 \cdot 10^{-5} p_c)^4 \right]^{-0.75} + \\ &0.154 \left[1 + (0.9011 \cdot 10^{-5} p_c)^{1.69} \right]^{-0.408} \end{aligned} \right\}$
Volume fraction of the pores (brick porosity)	ε_p	0.32
Latent heat of evaporation	Δh_v (J/kg)	$2.5 \cdot 10^6$
Water density	ρ_l (kg/m ³)	1000.0
Brick density	ρ_s (kg/m ³)	2087.0

winter season. The stepwise strategy for heating intervals of 12 and 24 h allowed for reaching a little bit higher moisture contents in the wall (up to 1.5% higher) than for the reference strategy – see Table 3. However, for the longest heating interval (48 h), the final moisture mass fractions in the wall were significantly higher than for the reference and jump strategies. For this heating interval, the highest difference between the

Table 3

Average moisture mass fraction in the drying zone and difference to the reference strategy at the end of the drying.

Strategy	Heating interval (h)	Winter	Spring	Summer
		Average moisture mass fraction/difference to the reference strategy (–)/(%)		
Reference (T constant)	–	0.1537/–	0.1550/–	0.1567/–
T jump	$\Delta t = 12$	0.1539/0.1	0.1553/0.2	0.1571/0.3
	$\Delta t = 24$	0.1541/0.3	0.1556/0.4	0.1576/0.5
	$\Delta t = 48$	0.1546/0.6	0.1562/0.8	0.1585/1.2
T stepwise	$\Delta t = 12$	0.1542/0.3	0.1557/0.5	0.1578/0.7
	$\Delta t = 24$	0.1548/0.7	0.1566/1.0	0.1591/1.5
	$\Delta t = 48$	0.1564/1.8	0.1590/2.6	0.1625/3.7
T periodic	$\Delta t = 12$	0.1642/6.8	0.1693/9.2	0.1759/12.3
	$\Delta t = 24$	0.1634/6.3	0.1683/8.6	0.1747/11.5
	$\Delta t = 48$	0.1690/10.0	0.1759/13.5	0.1850/18.1

stepwise and reference strategy was observed for the summer season, for which the final moisture mass fraction in the wall was about 3.7% higher than for the reference strategy. The periodic strategy for all seasons reached the highest moisture contents in the drying zone.

For all strategies and seasons, the average moisture mass fraction in the drying zone decreased faster with the drying air temperature rise (see Fig. 5). Especially for the jump strategy, where the temperature rapidly increased by 40 K, the moisture content decreased rapidly. For the stepwise strategy, the drying speed-up was not as evident as for the jump approach due to the gradual change of temperature every 10 K. The drying with low air temperature (first drying phase) allowed to reach moisture mass fraction between 0.2 and 0.21 for winter and spring, and above 0.215 for summer – see Fig. 5. During the winter season, drying air relative humidity was the lowest, allowing drying effectively by applying low drying air temperatures.

The distributions of the moisture mass fractions in the drying zone for analyzed cases were not uniform – see Fig. 6 with exemplary distributions for winter (heating interval of 24 h was omitted due to similar distributions for respective cases for 12 and 48 h). The region above the drying hole had a lower moisture mass fraction than below. Such distributions were expected due to capillary water uptake from the bottom. The lowest moisture mass fractions were near the surface of the drying hole. The distributions for reference, jump, and stepwise strategy were similar. But the periodic strategy, especially 48 h, had a much higher level of moisture mass fraction than other cases. However, for the periodic 48 h case, the end of the drying coincided with the end of the low-temperature phase with ineffective drying. Hence, the uptaken water was not removed and increased the moisture content. Therefore, this strategy is analyzed in more detail in Fig. 7. At the end of the high-temperature phase, the wall was heated up (Fig. 7a), and the moisture mass fraction was relatively low (Fig. 7c). Then, during the low-temperature phase drying process became ineffective, the wall cold down (Fig. 7b), and moisture inflowed to the drying zone due to capillary uptake from the bottom (Fig. 7d).

The final average temperatures of the drying zone for the reference, jump, and stepwise strategies were almost the same, but the durations of the periods in which the wall was heated up were different – see Fig. 8. For the reference case, the temperature had risen quickly from the initial one, reaching 30 °C after 48 h, but it took about 288 h to reach 35 °C. The times needed to attain 35 °C on average in the drying zone were very similar for the jump strategy for all heating intervals and the stepwise strategy with the heating interval of 12 and 24 h. They were equal to about 288 h, similar to the reference strategy. For the jump strategy with the heating interval of 48 h, the average temperature in the drying zone almost reached 35 °C at the end of the process. Nevertheless, the jump and stepwise strategies finally reached nearly the same average

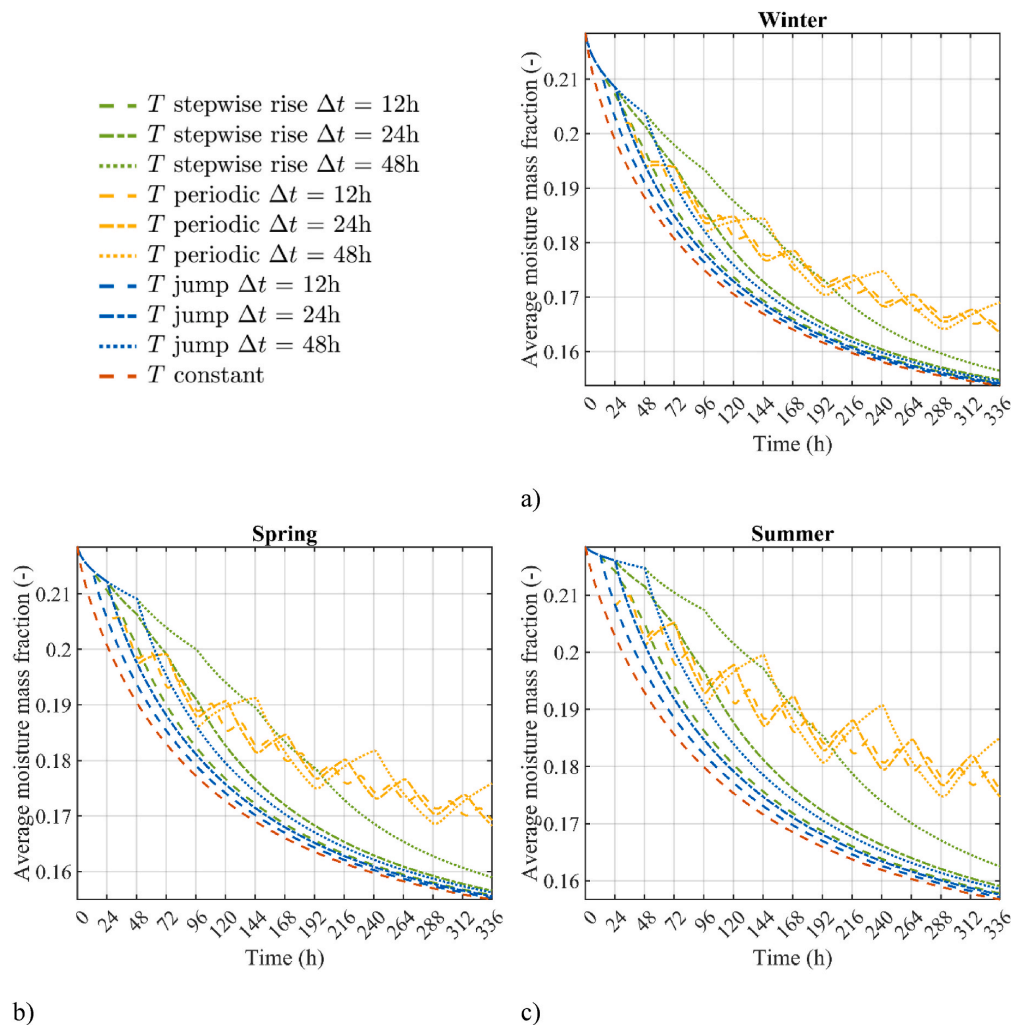


Fig. 5. Temporal variations of average moisture mass fraction in the drying zone for: a) winter, b) spring, and c) summer season.

temperatures in the drying zones. It is worth noting the temperature decrease in the first drying period (i.e., when dry air at the low temperature of $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ was applied) for winter and spring seasons for all strategies, excluding reference one – see Fig. 8a and b. This decrease was expected, as it was also noticed in a previous study [14]. The temperature decrease in the drying zone was caused by intensive moisture evaporation from the wall for low drying air temperatures ($20\text{ }^{\circ}\text{C}$). In that case, the energy required for evaporation was taken from the air and the wall, decreasing the wall's temperature. In the summer, the drying air contained more humidity than in the winter or spring. Hence, evaporation at low temperatures in the summer was not as intensive as in the winter and springtime. Therefore, the temperature decreases in the drying zone did not occur for summer simulations. The average temperature of the drying zone for the periodic scenario increased and decreased with the drying air temperature changes. It reached the value of about $32\text{ }^{\circ}\text{C}$ only for the heating interval of 48 h. In this case, the drying zone temperature variations caused drying rate fluctuations. With lower drying air temperatures, less water evaporated. Moreover, when the drying air temperature decreased, more water capillary rose from the wall bottom than removed to drying air, resulting in increased

moisture mass fraction, which can be noticed in Figs. 5, 7c and 7d.

The temperature distributions in the drying zone at the end of the process for a reference case and jump and stepwise strategy (12 and 48 h) were similar – see Fig. 9 with exemplary distributions for winter. The periodic cases had lower temperatures than others. This is especially visible for periodic 48 h, for which the end of the low-temperature phase in which the wall cooled down coincided with the end of the drying process (Fig. 9g).

The energy saving potential for considered strategies was estimated by comparing the energy needed to reach an average moisture mass fraction in the drying zone in the range of 0.155–0.22 by applying the reference and other analyzed strategies. The energy saving factor greater than 0% means less supplied heat to the wall than in the reference case, while a negative value means more energy than in the reference case was required for drying. For high wall saturation, i.e., high moisture mass fraction, all drying strategies behaved better than the reference one, especially for the winter season, as shown in Figs. 10–12. For a highly saturated wall, a low drying air temperature was sufficient to evaporate water from the area near the drying holes. However, drying with low air temperature resulted in a drop in energy savings with time

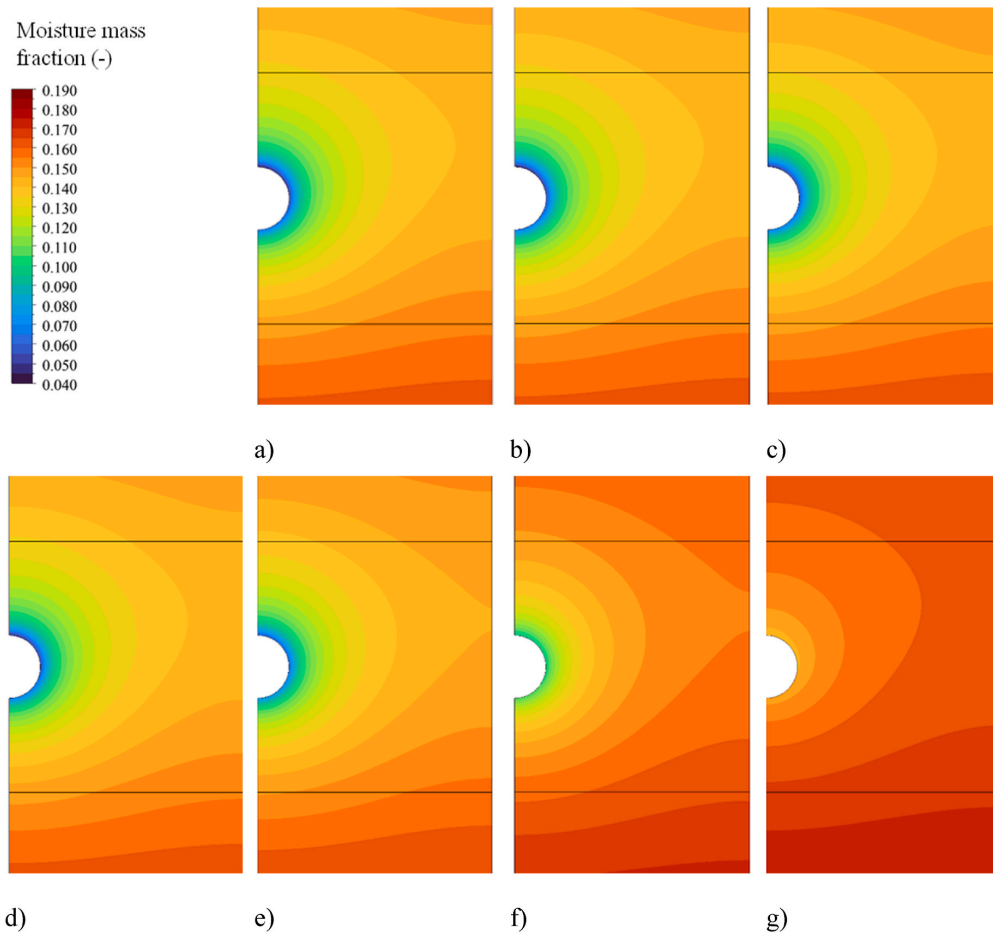


Fig. 6. Moisture mass fraction distributions at the end of simulations (336 h) for winter: a) reference, b) jump 12 h, c) jump 48 h, d) stepwise 12 h, e) stepwise 48 h, f) periodic 12 h, and g) periodic 48 h (black lines marked the drying zone limits).

(i.e., with the decrease of average moisture mass fraction in the drying zone) when the moisture from deeper wall regions had to be removed. The decreases in energy saving were the highest for summer due to the high relative humidity of the drying air – see Fig. 12. In the case of the periodic strategy, it was found that this strategy was inefficient for all seasons. The occurrence of capillary rise of dampness and a slower wall heating process may explain its weakness. In periods of low air temperature drying, moisture entered the drying zone from the wall bottom (see Fig. 5). The wall temperature decreased (Fig. 8), resulting in low drying rates and moisture accumulation in the wall. Then, this extra water had to be removed during the high drying air temperature periods when the wall was heated up again, increasing the energy consumption. Other strategies also were temporarily worse than the reference one. For example, stepwise with the heating interval of 48 h during winter (Fig. 10b), stepwise rise with intervals of 24 and 48 h during spring (Fig. 11b), and all stepwise strategies and jump one with intervals of 24 and 48 h during summer (Fig. 12b), temporarily had higher energy consumption than the reference case. But, although these strategies were temporarily worse than the reference one, they finally consumed less or almost the same amount of energy.

For further study, the energy needed to reach the average moisture mass fraction in the drying zone of 0.165 was considered. The periodic strategy was excluded from the analysis due to its inefficiency. The

average moisture mass fraction of 0.165 was chosen because this value was reached by all strategies (i.e., constant, jump, and stepwise) in each season. As shown in Figs. 10–12 and Table 4, the energy saving potential strongly depends on vapor content in drying air, which depends on the season. All cases in winter reached positive energy savings. The best savings were achieved by the stepwise strategy with a heating interval of 48 h (5.9%), followed by the stepwise one with an interval of 24 h (5.5%) – see Table 4. The energy savings for spring were lower than for winter, which was expected due to the higher relative humidity of drying air. As a result, less effective drying at low air temperatures occurred for spring. For summer conditions, energy savings were insignificant (below 1%). Moreover, energy savings were negative in the stepwise strategy with heating intervals of 48 h, which means that it performed worse than the reference strategy.

3.2. Discussion

Firstly, the results were compared with the experiment reported by Łapka et al. [9]. Case no. 3 (unplastered wall) described by Łapka et al. [9] was matched with the summer reference case. The specific energy consumption measured in the experiment was 2.0 kWh/kg H₂O [9], while the computed was 1.76 kWh/kg H₂O – see Table 5. The values are close to each other, although the analyzed cases are not precisely the

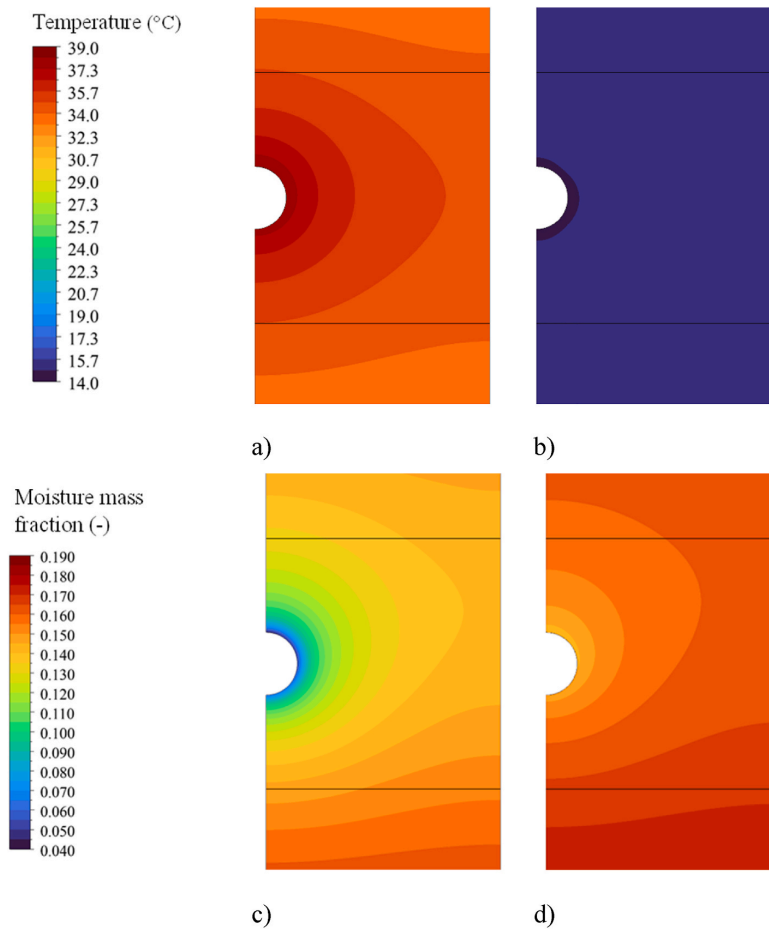


Fig. 7. Moisture mass fraction and temperature distributions for periodic 48 h strategy: a) moisture mass fraction after 288 h (12 days, end of the high-temperature phase), b) moisture mass fraction after 366 h (14 days, end of the low-temperature phase and the end of the drying), c) temperature after 288 h, and d) temperature after 366 h.

same, and in the numerical simulations, the problem is simplified. The wall temperatures reported in the experiment were between 30 and 35 °C [9], which was compatible with the calculated temperature variation – see Fig. 8c. Unfortunately, the experimentally investigated jump strategy was incomparable with the computed one due to different drying air temperatures in the first drying phase, i.e., in the experiment, it was 25.1 °C [9], while in the simulation 20 °C. Nevertheless, Lapka et al. [9] measured 1.7 kWh/kg H₂O of specific energy consumption for the jump strategy, which was significantly lower than for the reference strategy, i.e., 2.0 kWh/kg H₂O. In the simulations, the jump strategy did not improve the specific energy consumption as meaningfully as in the experiment, because the change was from 1.76 to 1.75 kWh/kg H₂O – see Table 5. On the other hand, the value reported in the experiment was very close to the calculated specific energy consumption, i.e., 1.7 and 1.75 kWh/kg H₂O, respectively. However, in winter, specific energy consumption decreased from 1.57 to 1.41 kWh/kg H₂O by using a stepwise strategy with a 48 h heating interval. In spring, this effect was lower, i.e., energy consumption decreased from 1.65 to 1.57 kWh/kg H₂O for the reference and the stepwise strategy with the heating interval of 48 h, respectively – see Table 5. In summer, the improvement was slight and could be neglected. In the experiment, drying air temperatures of 25 °C were applied in the first drying phase, which made drying

more effective than in the simulations, where the lower drying temperature of 20 °C was used. Especially in the summer, when high solar radiation is available, pre-heating of ambient air could be applied to reduce the energy consumption of the drying process [26,27].

The simulation results for the periodic strategy were much different from those of Zegowitz et al. [10]. However, that experiment investigated the drying of masonry walls after the flooding, and the capillary rising of dampness did not occur. Hence, the periodic strategy studied in Ref. [10] was not affected by an extra water inflow during the low-temperature drying phase like in the current simulations. The water uptake in the low-temperature phase with inefficient drying diminished gains attained in the high-temperature phase – see Fig. 7.

The stepwise strategy was not reported in the literature before. For winter, it had lower specific energy consumption than the jump strategy, while both (i.e., stepwise and jump) strategies performed similarly for the spring season. In summer, the differences between these strategies were also negligible. However, the experiment in controlled conditions could supply the reference value of specific energy consumption, confirm the saving potential of the considered strategy, and validate the results obtained in this paper.

It is worth emphasizing that the results, i.e., energy savings presented in Table 4 and specific energy consumptions in Table 5, can be

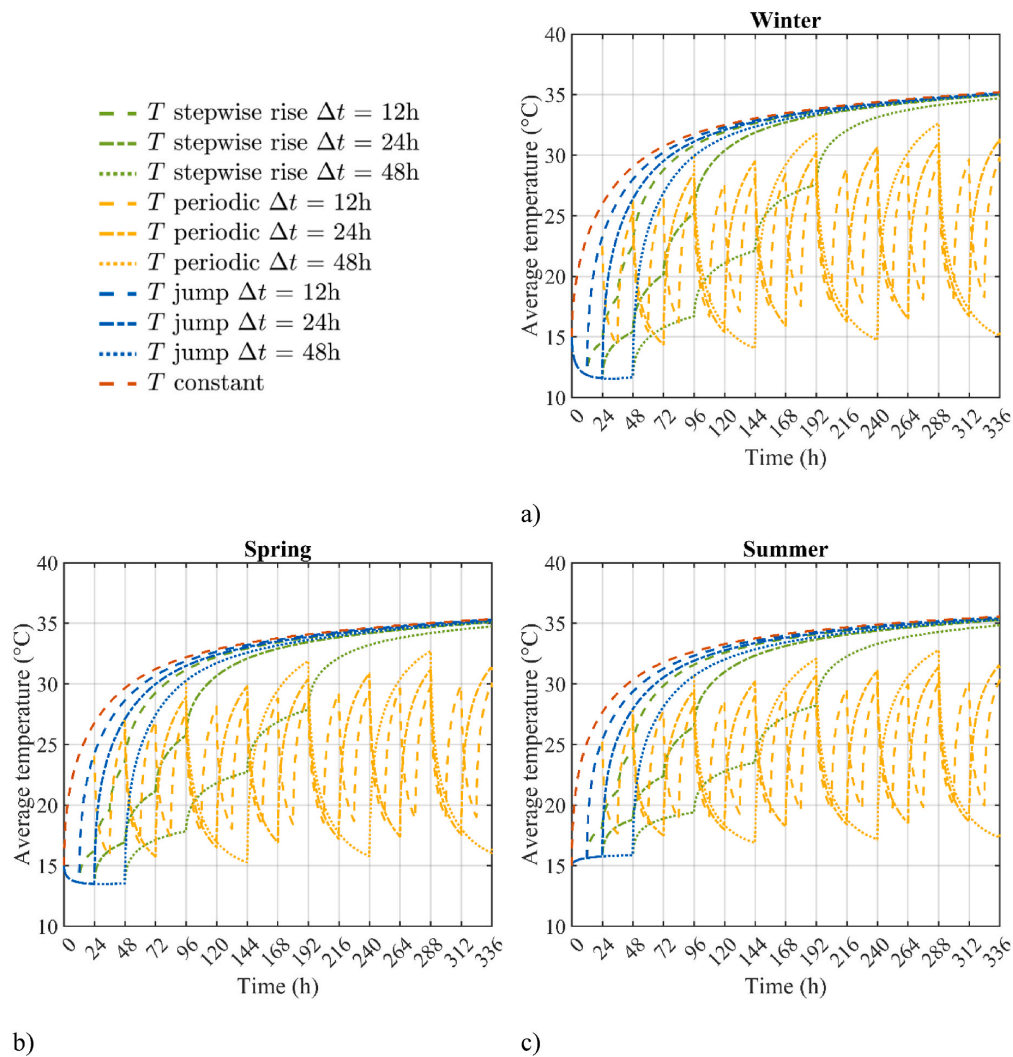


Fig. 8. Temporal variations of average temperature in the drying zone for: a) winter, b) spring, and c) summer season.

confusing due to different values. It is supposed that if energy saving is higher, specific energy consumption should be lower. The previous sentence would be correct only if, for each case, the same amount of water was removed from the wall to reach the given average moisture mass fraction in the drying zone. In analyzed cases, the amount of water removed during the stepwise drying, especially for the heating interval of 48 h, was visibly higher than for other drying strategies – see Table 5. In the case of jump drying, the amount of removed water was slightly higher than for the reference strategy. The difference in the amount of removed water explained why specific energy consumption might be lower for the stepwise strategy than for the jump one. However, the stepwise method removed more water and did it more efficiently, i.e., with lower specific energy consumption. This finding could be helpful, especially in drying walls without the capillary rising of dampness, e.g., during drying walls after flooding.

The accuracy of the obtained results is limited due to the imperfection of the model, its discretization, assumed boundary conditions, and material properties. The impact of the model and its discretization were

minimalized by conducting the verification and mesh independency study. The material properties used in the simulations were obtained from the literature, laboratory measurements, and numerical fitting of the predicted results to the experimental ones. Some properties (e.g., internal mass transfer coefficient) are very challenging to determine experimentally with direct methods and might be measured, e.g., with the inverse methods. Other parameters (e.g., vapor diffusivity) are measured with low accuracy [28], and could vary between similar materials. The impact of these parameters may be studied in the future to determine the most crucial properties influencing the results. Moreover, the experiment in controlled laboratory conditions is needed to confirm trends noticed numerically. The simulations could be used as a preselection of the cases which will be tested experimentally. The considered drying time (two weeks) significantly limits the number of experiments that could be conducted in a reasonable time frame.

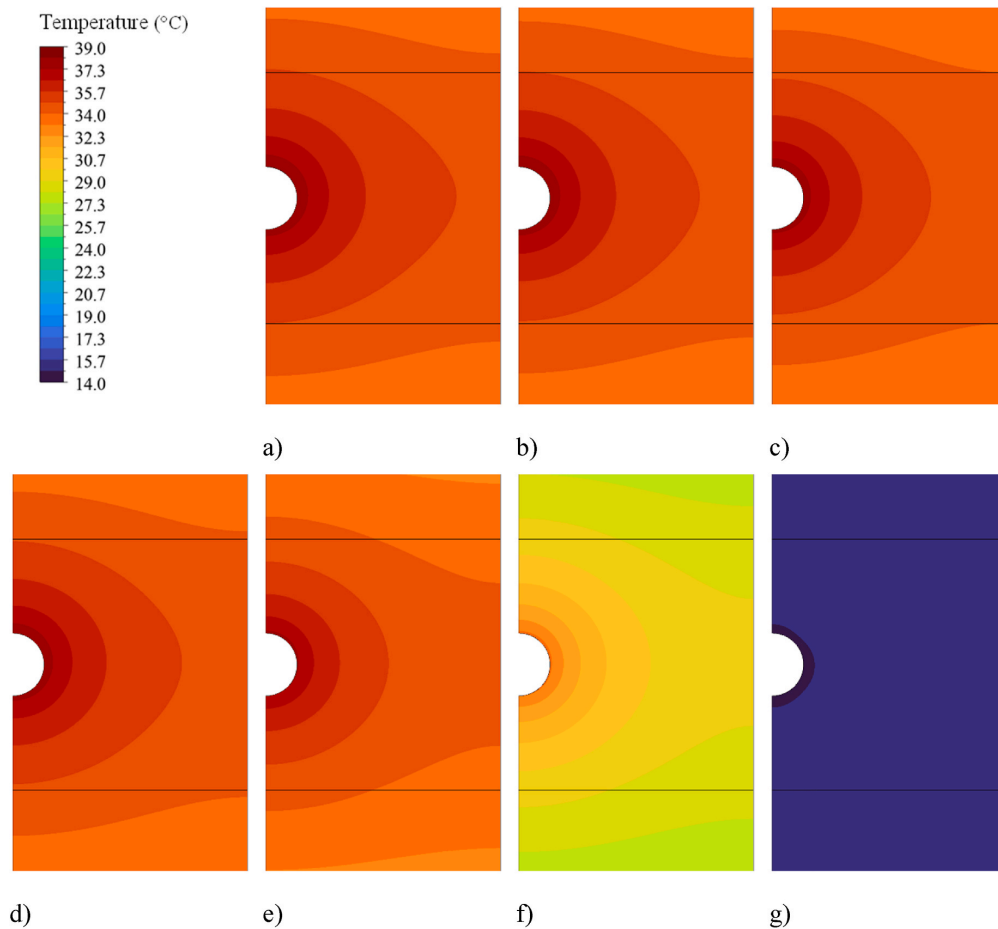


Fig. 9. Temperature distributions at the end of simulations (336 h) for winter: a) reference strategy, b) jump strategy 12 h, c) jump strategy 48 h, d) stepwise strategy 12 h, e) stepwise strategy 48 h, f) periodic strategy 12 h, and g) periodic strategy 48 h.

4. Conclusion

The paper presents the numerical comparison between four masonry wall drying strategies, i.e., reference with constant and three with temporarily varying drying air temperature profiles (i.e., jump, stepwise, and periodic strategies). The drying process was implemented by applying the thermo-injection method with a drying air humid ratio corresponding to various seasons in Poland and in the presence of capillary rising of dampness in the wall. It turned out that the temporarily varying drying air temperature can reduce the energy consumption required for drying without significantly extending drying time. The drying air humidity had a significant impact on the energy saving potential. For low drying air relative humidity (winter season), the jump and stepwise drying strategies gave up to 5.9% of energy savings, but for high drying air relative humidity (summer season), the saving potential was below 0.5%. Increasing the drying air temperature, e.g., to 25 °C, in the low-temperature drying phase in summer and spring (high and medium drying air relative humidity, respectively) may potentially increase energy saving potential. But this should be investigated in further research.

The increase in heating interval duration from 12 to 48 h positively affected the jump strategy, i.e., the more prolonged the low-temperature drying phase, the lower the energy consumption required for wall

drying. The relation between heating interval and energy saving was not so evident for the stepwise strategy as for the jump one, and the results depend on the season. For the stepwise strategy, increased heating intervals postponed the time of reaching the high temperature in the drying zone and shortened the drying period with the high temperature. The stepwise method with the heating interval of 48 h may be the best choice for a longer drying process than two weeks or drying with low humidity (i.e., during winter). The stepwise strategies with short low-temperature intervals may be more efficient for short drying times in spring and summer.

It was noticed that the stepwise strategy had the lowest specific energy consumption and removed the highest amount of water from the wall. But in this strategy, the slower wall heating process and the capillary uptake of dampness resulted in more water being removed from the drying zone to reach the given moisture mass fraction than in other strategies. This observation indicates the possible high energy saving potential of the stepwise drying approach for drying masonry walls after flooding or pipeline leakage without or with minor capillary rising from the ground.

The strategy with periodically changed drying air temperature was inefficient due to the slowest wall heating process and intensive capillary rising dampness in the masonry wall. Nevertheless, the periodic strategy could be effective in cases without or with minor capillary

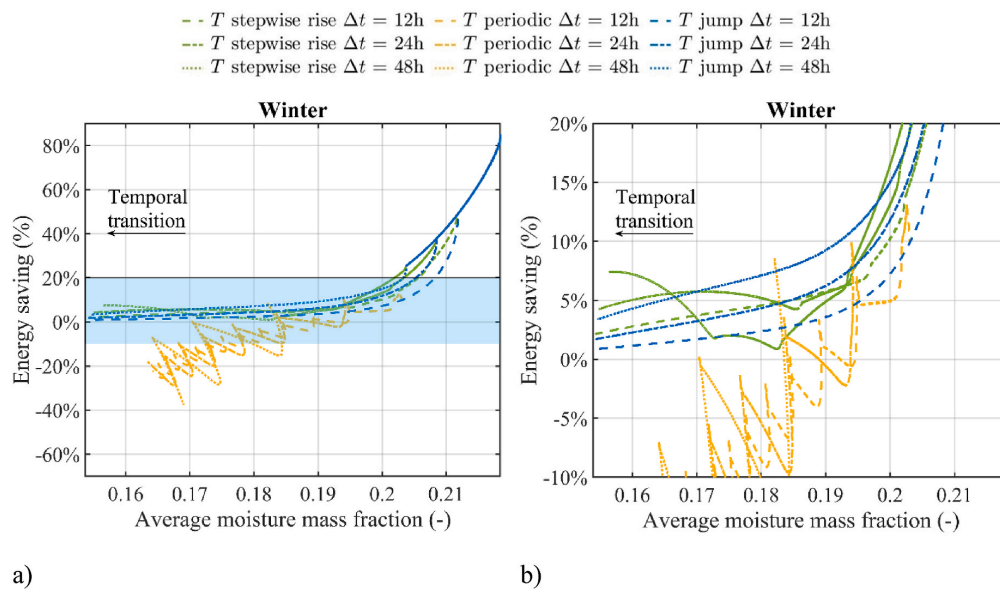


Fig. 10. Energy savings versus average moisture mass fractions in the drying zone for the winter season: a) general view, b) zoomed blue area. (For interpretation of the references to colour in this figure legend, the reader is referred to the Web version of this article.)

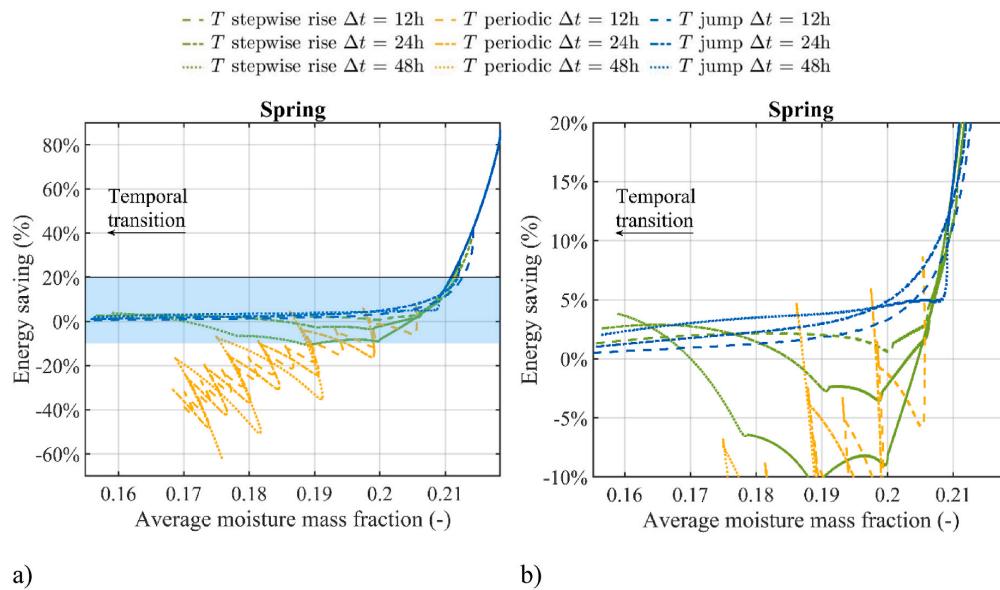


Fig. 11. Energy savings versus average moisture mass fractions in the drying zone for the spring season: a) general view, b) zoomed blue area. (For interpretation of the references to colour in this figure legend, the reader is referred to the Web version of this article.)

moisture uptake from the ground, e.g., during drying masonry walls after a flood.

The humidity in the drying air significantly impacted the specific energy consumption of the considered drying strategies, i.e., the lower the drying air's relative humidity, the lower specific energy consumption of the drying process. Therefore, the application of dehumidification of drying air in combination with a jump or stepwise strategy might be further investigated as a possible way to increase energy saving in the

drying process.

The main finding can be formulated as follows.

- Variable drying air temperature profiles may reduce the energy consumption of thermo-injection masonry wall drying. The most perspective strategies were jump and stepwise. The heating interval affected final energy saving.

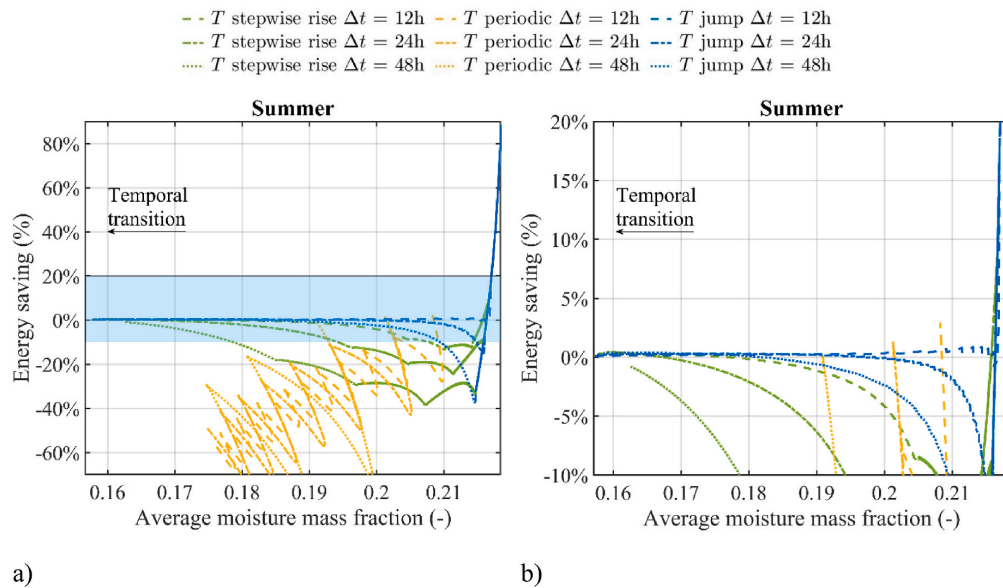


Fig. 12. Energy savings versus average moisture mass fractions in the drying zone for the summer season: a) general view, b) zoomed blue area. (For interpretation of the references to colour in this figure legend, the reader is referred to the Web version of this article.)

Table 4

Energy saving potentials for drying up to average moisture mass fraction in the drying zone of 0.165.

Heating interval (h) Season	<i>T</i> jump			<i>T</i> stepwise		
	12	24	48	12	24	48
	Energy saving (%)					
Winter	1.4	2.6	5.0	3.3	5.5	5.9
Spring	0.8	1.5	2.7	1.8	2.9	2.3
Summer	0.2	0.3	0.4	0.3	0.2	−1.5

- The periodic strategy turned out to be inefficient due to capillary water uptake. The strategy may be suitable for cases without capillary water uptake, e.g., drying after flood or leakage.
- The drying air humidity was an important parameter for the process, especially when the drying temperature was low. When the humidity was high (e.g., in the summer cases), the drying with low temperature was slow, and overall strategies with variable temperature were not noticeably better than the reference case.

To sum up, the paper proved that the masonry wall drying efficiency could be increased by the temporarily varying temperature of drying air. The jump and stepwise strategies were effective for cases with capillary rising dampness. These drying strategies could be more effective when a capillary water source does not exist, e.g., during drying walls after

flooding. Moreover, the obtained simulation results should be further verified by laboratory or in situ experiments to check the proposed strategies in real conditions. Also, further experimental studies should be performed to find optimal parameters of the process, i.e., drying air temperature and relative humidity, as well as the duration of the heating intervals.

Funding

The research was funded by the Warsaw University of Technology within the Excellence Initiative: Research University (IDUB) programme, agreement no. 1820/104/Z01/2023 as well as by Warsaw University of Technology, Scientific Council for the Discipline of Environmental Engineering, Mining and Energy, agreement no. 29/2023.

CRediT authorship contribution statement

Michał Wasik: Methodology, Software, Visualization, Data curation, Formal analysis, Writing – original draft, Investigation. **Piotr Łapka:** Conceptualization, Writing – review & editing, Supervision, Project administration, Resources, Funding acquisition.

Declaration of competing interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence

Table 5

Specific energy consumptions for drying up to average moisture mass fraction in the drying zone of 0.165.

Season	Heating interval (h)	<i>T</i> constant	<i>T</i> jump			<i>T</i> stepwise		
			12	24	48	12	24	48
Winter	Specific energy consumption (kWh/kg H ₂ O)	1.57	1.55	1.53	1.49	1.52	1.49	1.41
	Removed water (kg)	3.34	3.34	3.35	3.36	3.35	3.39	3.50
Spring	Specific energy consumption (kWh/kg H ₂ O)	1.65	1.64	1.63	1.60	1.62	1.59	1.57
	Removed water (kg)	3.42	3.42	3.43	3.43	3.43	3.45	3.53
Summer	Specific energy consumption (kWh/kg H ₂ O)	1.76	1.76	1.76	1.75	1.75	1.75	1.76
	Removed water (kg)	3.52	3.52	3.52	3.52	3.52	3.53	3.58

the work reported in this paper.

Data availability

Data will be made available on request.

Appendix A. Supplementary data

Supplementary data to this article can be found online at <https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128085>.

References

- [1] Franzoni E. Rising damp removal from historical masonries: a still open challenge. *Construct Build Mater* 2014;54:123–36. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.054>.
- [2] Blocken B, Carmeliet J. Overview of three state-of-the-art wind-driven rain assessment models and comparison based on model theory. *Build Environ* 2010;45:691–703. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2009.08.007>.
- [3] Lourenço PB, Luso E, Almeida MG. Defects and moisture problems in buildings from historical city centres: a case study in Portugal. *Build Environ* 2006;41:223–34. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2005.01.001>.
- [4] Štastný P, Gašparík J, Makýš O. Analysis of moisture and salinity of historical constructions before and after the application of REMEDIATIONS. *J Build Eng* 2021;41:102785. <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.102785>.
- [5] Łapka P, Cieślakiewicz Ł. Efficiency comparison between two masonry wall drying devices using in situ data measurements. *Energies* 2021;14. <https://doi.org/10.3390/en14217137>.
- [6] Franzoni E. State-of-the-art on methods for reducing rising damp in masonry. *J Cult Herit* 2018;31. <https://doi.org/10.1016/j.culher.2018.04.001>. S3–S9.
- [7] Soulios V, Jan de Place Hansen E, Feng C, Janssen H. Hygric behavior of hydrophobized brick and mortar samples. *Build Environ* 2020;176:106843. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2020.106843>.
- [8] Alfano G, Chianarella C, Cirillo E, Fato I, Martellotta F. Long-term performance of chemical damp-proof courses: twelve years of laboratory testing. *Build Environ* 2006;41:1060–9. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2005.04.017>.
- [9] Łapka P, Cieślakiewicz Ł, Ogledziński M. Semi-laboratory scale investigation of energy efficiency of masonry wall drying process by applying a thermo-injection method. *Energy Build* 2022;264:112063. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112063>.
- [10] Zegowitz A, Renzl A, Hofbauer W, Meyer J, Kuenzel H. Drying behaviour and microbial load after water damage. *Struct Surv* 2016;34:24–42. <https://doi.org/10.1108/SS-07-2015-0032>.
- [11] Geißer G, Künzel H, Zegowitz A. Experimentelle und rechnerische Untersuchung eines neuen Wandtrocknungssystems. *Bauphysik* 2019;41:125–32. <https://doi.org/10.1002/bapi.201900005>.
- [12] Cieślakiewicz Ł, Łapka P, Mirowski R. In situ monitoring of drying process of masonry walls. *Energies* 2020;13:1–13. <https://doi.org/10.3390/en13236190>.
- [13] Li C, Chen Y, Zhang X, Mozafari G, Fang Z, Cao Y, Li C. Exergy analysis and optimisation of an industrial-scale circulation counter-flow paddy drying process. *Energy* 2022;251:123901. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.123901>.
- [14] Wasik M, Łapka P. Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in polish climatic conditions. *Energy* 2022;240:122694. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2021.122694>.
- [15] Typical meteorological year for Poland (n.d.), <https://www.gov.pl/web/archiwum-inwestycje-rozwoj/dane-do-obliczen-energetycznych-budynkow>. [Accessed 20 September 2022].
- [16] Sereżyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material. *Energies* 2020;13. <https://doi.org/10.3390/en13010214>.
- [17] Wasik M, Cieślakiewicz Ł, Łapka P, Furmański P, Kubiś M, Sereżyński M, Pietrak K, Wiśniewski TS, Jaworski M. Initial credibility analysis of a numerical model of heat and moisture transfer in porous building materials. In: *AIP Conf. Proc.*; 2019, 020106. <https://doi.org/10.1063/1.5092109>.
- [18] Sereżyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubiś M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Investigation of the equilibrium and non-equilibrium models of heat and moisture transport in a wet porous building material. *E3S Web Conf.* 2019;128:06008. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912806008>.
- [19] Łapka P, Wasik M, Cieślakiewicz Ł, Furmański P. Testing of a new non-equilibrium heat and moisture transfer model in porous building materials. *E3S Web Conf* 2020;172:04003. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202017204003>.
- [20] Van Belleghem M, Steeman M, Janssen H, Janssens A, De Paeppe M. Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD. *Build. Environ Times* 2014;81:340–53. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2014.06.024>.
- [21] Cengel YA. *Heat transfer*. second ed. 1995.
- [22] Sereżyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubis M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material. *Energies* 2020;13. <https://doi.org/10.3390/en13010214>.
- [23] Pietrak K, Kubiś M, Cieślakiewicz Ł, Furmański P, Sereżyński M, Wasik M, Wiśniewski T, Łapka P. Measurement of thermal, hygric and physical properties of bricks and mortar common for the Polish market. *IOP Conf Ser Mater Sci Eng* 2019;660. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/660/1/012022>.
- [24] Sereżyński M, Wasik M, Łapka P, Furmański P, Cieślakiewicz Ł, Pietrak K, Kubiś M, Wiśniewski TS, Jaworski M. Investigation of the equilibrium and non-equilibrium models of heat and moisture transport in a wet porous building material. In: *E3S Web Conf.*; 2019. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912806008>.
- [25] Kubiś M, Pietrak K, Cieślakiewicz Ł, Furmański P, Wasik M, Sereżyński M, Wiśniewski TS, Łapka P. On the anisotropy of thermal conductivity in ceramic bricks. *J Build Eng* 2020;31:101418. <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2020.101418>.
- [26] Han Y, Sun Y, Wu J. An efficient solar-aided waste heat recovery system based on steam ejector and WTA pre-drying in solar/lignite hybrid power plants. *Energy* 2020;208:118372. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2020.118372>.
- [27] Gilgao MC, Chandramohan VP. Performance parameters evaluation and comparison of passive and active indirect type solar dryers supported by phase change material during drying ivy gourd. *Energy* 2022;252:123998. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.123998>.
- [28] Colinart T, Glouannec P. Accuracy of water vapor permeability of building materials reassessed by measuring cup's inner relative humidity. *Build Environ* 2022;217:109038. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2022.109038>.



Contents lists available at ScienceDirect

International Communications in Heat and Mass Transfer

journal homepage: www.elsevier.com/locate/ichmt

Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials

Michał Wasik^{*}, Piotr Łapka

Institute of Heat Engineering, Faculty of Power and Aeronautical Engineering, Warsaw University of Technology, Nowowiejska St. 21/25, 00-665 Warsaw, Poland

ARTICLE INFO

Keywords:

Drying
Heat and moisture transfer
Numerical modeling
Non-equilibrium

ABSTRACT

The paper presents a new model for the drying of porous building materials. The mixture approach was used to model transport phenomena in a porous medium. Therefore, the effective properties of the medium were used instead of modeling the exact microstructure. Three phases were considered, i.e., solid material, liquid moisture, and humid air (i.e., vapor and dry air mixture). The model allowed for capillary water and diffusive vapor transfer and air exchange. Thermal equilibrium was assumed between all phases (i.e., the same temperature of all components). However, the hygric non-equilibrium between the water and vapor was modeled. The model was implemented in the commercial software ANSYS Fluent by using advanced customization user interfaces, i.e., User-Defined Function (UDF), Scalar (UDS), and Memory (UDM), which allowed to extend the software capabilities to moisture transfer phenomena. The model was validated against the experiment. The dedicated test rig was explicitly designed to compare simulations with measurements. The drying tests were performed under forced convection. The validation shows a good agreement between the model predictions and the measurements, especially during the first drying phase. The sensitivity analyses showed that the mass transfer coefficient in the pores and the liquid transport parameters affect the results and the accuracy of the model.

1. Introduction

The design of the building envelope should prevent water condensation and accumulation. Extensive moisture occurrence in the wall can degrade its thermal and mechanical properties [1]. In addition, moisture can lead to mold growth, which can endanger the health and lives of occupants. Limited historical knowledge of heat and moisture transfer phenomena and the degradation of materials over time make historic buildings potentially vulnerable to extensive moisture. Lourenço et al. [2] identified moisture-related problems as critical to the health and quality of life of the inhabitants of the historic center of Bragança (northeastern Portugal). As another example of water problems in historic buildings, Štátný et al. [3] described the renovation and prevention of water infiltration in the walls of three buildings in Bratislava and Trnava (Slovakia). Water sources in the wall can be identified as internal, i.e., vapor condensation inside the wall or leaks in embedded pipes, or external, e.g., wind-driven rain [4], flooding, or capillary rise of water contained in the ground. Regardless of the origin of the moisture, the water should be removed, and the wall should be protected against re-penetration. Franzoni [5] listed several methods for dealing with

damp masonry walls, such as by reducing capillary rise, increasing water evaporation, or modifying the wall material. The methods were based on cutting off the water source and creating a waterproof barrier. However, the effectiveness of the barrier creation depends on the level of wall moisture saturation, and to improve its quality, the initial wall heating and drying must be applied [6].

Drying is a time- and energy-consuming process [7,8]. At least 0.7 kWh of energy is required to evaporate one kilogram of water from the wall. Łapka et al. [6,8,9] conducted several experimental studies to improve the efficiency of the wall drying process. As a result of these studies, a two-phase drying strategy of the thermo-injection method, i.e., with low- and high-temperature phases, was proposed. Other wall drying experiments using different methods were performed by Geißer et al. [10] (i.e., using an IR drying system) or Zegowitz et al. [7] (i.e., using a lance drying system). However, experimental wall drying studies have several difficulties and challenges. Firstly, they are very time-consuming, e.g., Geißer et al. [10] conducted a single experiment for more than two weeks, which limited the analysis of cases and scenarios. Łapka et al. [6] conducted semi-laboratory scale investigations for several months, testing each construction for at least one week for selected operating parameters. Secondly, the experiments required

^{*} Corresponding author.

E-mail addresses: michal.wasik@pw.edu.pl (M. Wasik), piotr.lapka@pw.edu.pl (P. Łapka).

<https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2025.109101>

Available online 25 May 2025

0735-1933/© 2025 The Authors. Published by Elsevier Ltd. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

Nomenclature		W_f free water saturation (kg/m ³)	
<i>Latin characters</i>		<i>Greek symbols</i>	
a	pores area per unit volume of the medium (1/m)	α	coefficient in vapor permeability equation (kg/(m·s·Pa))
A	water absorption coefficient (kg/(m ² s ^{0.5}))	β	coefficient in vapor permeability equation (–)
B	universal gas constant (8314 J/(kmol·K))	δ	vapor permeability (kg/(m·s·Pa))
c	specific heat (J/(kg·K))	Δh_{ev}	latent heat of evaporation (J/kg)
c_p	specific heat at constant pressure (J/(kg·K))	Δh_{lv}	modified evaporation enthalpy (J/kg)
c_v	specific heat at constant volume (J/(kg·K))	ε	volume fraction (–)
D	mass diffusion coefficient (m ² /s)	ρ	density (kg/m ³)
d	thickness of the holder wall (m)	$\rho_{v,sat}^*$	modified saturation vapor density (kg/m ³)
d_{av}	average pore diameter (m)	σ_b	Stefan-Boltzmann constant (5.67•10 ^{–8} W/(m ² ·K ⁴))
e	emissivity (–)	φ	relative humidity (–)
h_{lv}	mass transfer coefficient between vapor and water in pores (m/s)	<i>Subscripts</i>	
h_m	convective mass transfer coefficient (m/s)	a	dry air
h_t	convective heat transfer coefficient (W/(m ² ·K))	amb	ambient
f	moisture surcharge coefficient (W·m ² /(kg·K))	$duct$	duct wall
j	mass flux (kg/(m ² ·s))	ef	effective
k	thermal conductivity (W/(m·K))	f	outer wall of the computational domain
$\dot{m}_{lv}$	evaporation/condensation mass flow rate (kg/(s·m ³))	g	moist gas
M	molecular weight (kg/kmol)	h	holder
p	pressure (Pa)	l	liquid
p_c	capillary pressure (Pa)	$init$	initial
$p_{v,sat}^*$	modified saturation pressure (Pa)	p	pore
q	heat flux (W/m ²)	ref	reference
T	temperature (K)	s	solid
t	time (s)	sat	saturation
W	moisture content (kg/m ³)	v	vapor

space for the construction of small test rooms with objects to be dried [7,10]. In addition, air conditioning, i.e., maintaining certain temperature and relative humidity levels of the drying air and in the environment of the drying wall, is necessary to perform high-quality experiments.

Numerical simulations can be used to analyze and optimize the drying process, avoiding the difficulties and limitations of experiments. However, the calculations require reliable models to describe the heat and moisture transfer processes in the building materials. Künzle [11] proposed a two-equation equilibrium model of heat and moisture transfer in building materials. The model considered water migration due to capillary forces and vapor diffusion. The fundamental assumption of the model was that the relationship between relative humidity and water content in the materials was known. The sorption curve could be used for this relationship. The model assumed that the vapor content followed the sorption curve. Thus, the phase changes of moisture, i.e., evaporation/condensation and sorption/desorption, were always limited by the equilibrium sorption conditions. Künzle's model was implemented in the commercial software WUFI. Mendes et al. [12] formulated a model similar to Künzle's, but differing in the driving factor of the mass transfer, i.e., Mendes used water content, while Künzle used relative humidity. Both models were analyzed by Alioua et al. [13] and compared with the experiment. The two-equation equilibrium approach was further developed by, among others, Seredyński et al. [14], who added thermal diffusion to the Künzle models, or Col-inart et al. [15,16], who also added thermal diffusion and used the model to simulate the hygro-thermal behavior of hemp concrete. Van Belleghem et al. [17] used the equilibrium approach to simulate transfer phenomena in highly saturated with moisture building materials. Instead of the sorption curve, Van Belleghem's model was based on the retention curve, i.e., the relationship between capillary pressure and moisture content. They focus their experimental and numerical investigations on the drying of brick [17].

However, the accuracy of the formulated models presented in the literature was limited [18], and sometimes the simulation results differed significantly from the experimental measurements. In a review of models of heat and moisture transfer in building materials, Busser et al. [19] listed factors that may affect the accuracy of the models. The most important factors are air transfer in the porous material, non-equilibrium states, and microscopic effects. Recent developments of the models have taken into account the non-equilibrium effects of moisture phase transitions, i.e., evaporation/condensation or sorption/desorption are assumed to occur at finite rates. These processes are modeled using the driving force approaches that govern the moisture phase changes. The non-equilibrium sorption/desorption-based model for hemp concrete was formulated by Reuge et al. [20,21] and Wasik and Łapka [22]. These non-equilibrium models require additional continuity equations because liquid/bound water and vapor must be considered separately, with source terms modeling the transition between these states in the respective governing equations. However, both non-equilibrium models based on a sorption curve are limited by the condensation/evaporation of the water film on the surface of the pores, so they cannot be used to model the drying of building materials with moisture filling the pores. In the other works, Wasik and Łapka [23,24] proposed a non-equilibrium heat and moisture model for building materials with high moisture saturation. The model was implemented to perform wall drying simulations. The Wasik and Łapka model used a retention curve to account for the capillary moisture transfer. However, the model did not consider air transfer within the pores and was not thoroughly evaluated in terms of the credibility of the predicted results.

This research aims to consider the factors listed by Busser et al. [19] that may affect the accuracy of hygro-thermal simulations in building materials (i.e., non-equilibrium states between different moisture states and air transfer in porous building materials) and to formulate an accurate non-equilibrium heat, air, and moisture transfer model for the drying of building materials. Therefore, this paper extends the

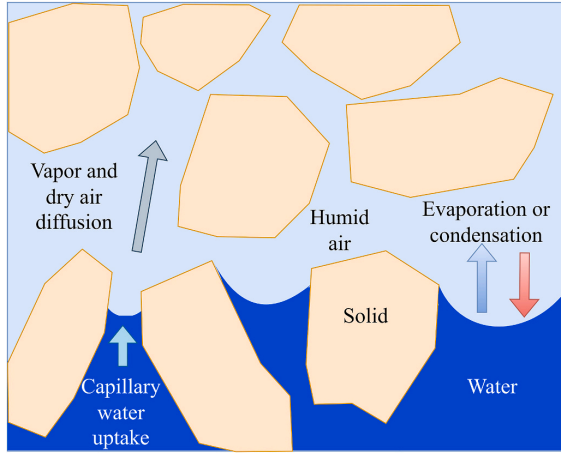


Fig. 1. Schematic of components and mass transfer mechanisms in the considered porous media.

previously formulated model [23,24] by considering the dry air transfer within the building materials. The novelty of the work is that it considers air transfer and hygric non-equilibrium between vapor and water in highly saturated porous building materials during the simulation of the drying process of building materials. To the best of the authors' knowledge, similar non-equilibrium approaches that accurately account for different forms of moisture, i.e., liquid and vapor, and that additionally consider separated air transfer have not been used in modeling the drying process of building materials. The previous two-equation (moisture and energy) models, such as Künzle's model [11], Colinart et al.'s model [15,16], or Van Belleghem et al.'s model [17], assumed equilibrium between vapor and liquid moisture. The three-equation (bound water, vapor, and energy) model formulated by Reuge et al. [20,21] extended the Künzle's model by including non-equilibrium conditions between vapor and water. However, this model was formulated for hygroscopic regions, where moisture occurs in the bound phase rather than the free liquid phase, and thus is not applicable to drying processes. Steady state air transport was considered in the three-equation (moisture, energy, and air) model formulated during the HAMSTAD project [25]. However, the model proposed in this paper consists of four equations (liquid moisture, air, vapor, and energy), which allow both transient air transfer and hygric non-equilibrium to be considered. This new model takes into account both the air transport, which is only considered by the HAMSTAD model [25] under steady-state conditions, and the hygric non-equilibrium effect, which is considered by Reuge et al. [20,21], but not in the context of drying processes. Therefore, the proposed model is more complex than previous models and extends heat and moisture transfer models in building materials by introducing transient air transfer and a non-equilibrium approach for high water saturation conditions. The model is validated with experimental data. The developed model will be used to carry out simulations and find a way to reduce the energy consumption of the masonry wall drying process. The model can be used to simulate heat and moisture transfer in traditional and new bio-based materials. The model is not limited to the brick size scale but may also be used to simulate wall assembly.

2. Mathematical model

The mathematical model involves a hygroscopic porous medium with pores partially filled with humid air and water – see Fig. 1. Three phases were considered, i.e., the solid (material matrix), liquid (water), and gaseous phase (humid air, i.e., a mixture of vapor and dry air). The

assumptions resulted in four components, i.e., solid matrix, water, and two gaseous components – vapor and dry air.

The relationship between the volume fractions of the components are formulated as follows:

$$\varepsilon_s + \varepsilon_p = \varepsilon_s + \varepsilon_l + \varepsilon_g = \varepsilon_s + \varepsilon_l + \varepsilon_v + \varepsilon_a \quad (1)$$

where: ε is the volume fraction (–), and the subscripts a, g, l, p, s , and v are dry air, moist gas, water, pore, solid, and vapor, respectively.

A macroscopic approach was applied. The approach considered a porous medium on a scale larger than the pore scales, without considering any specific microstructure, allowing the model to be applied to different porous materials and structures. The usual assumptions used in the other heat and moisture models for building materials [26] were adopted. However, the model removed some of the assumptions of previous models, such as hygric equilibrium and the absence of air transfer. The model assumed that the solid matrix was stationary and non-deformable, while liquid moisture and humid air were transferred within the material. Capillary water transfer was considered as the transfer mechanism for liquid moisture, while diffusion transfer accounted for the movement of vapor and dry air. Mass transfer due to pressure gradient was not considered for gas. The applied non-equilibrium approach to moisture phase transition allowed the vapor to reach a density higher or lower than the saturated one. This approach was used because, as mentioned in the literature [19], it is one of the possible methods to improve heat and moisture transfer models. In addition, hygric equilibrium conditions in the pores of building materials, i.e., the saturation vapor conditions, may not be achieved during rapid changes in drying process conditions, when drying of small samples (as in this paper), or near the surface due to locally intensive vapor removal from the material.

The phase change with a finite rate between vapor and water was modeled as follows:

$$\dot{m}_{lv} = ah_{lv} \frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_p} (\rho_{v,sat}^* - \rho_v) \quad (2)$$

where: a is the area of the pore per unit volume of the medium (1/m), h_{lv} is the mass transfer coefficient between vapor and water in the pores (m/s), $\dot{m}_{lv}$ is the evaporation/condensation mass flow rate (kg/(s·m³)), and ρ_v and $\rho_{v,sat}^*$ are the vapor and modified saturation vapor densities (kg/m³), respectively.

The developed model assumed thermal equilibrium, i.e., all components in the elementary volume have the same temperature. The model considered heat transfer by conduction and by component motion, i.e., by the capillary motion of water and by diffusive transfer of vapor and dry air. The heat of condensation or evaporation was considered and driven by the phase transition of the moisture. The above assumptions led to the following system of governing equations:

- Water continuity equation:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon_l \rho_l) = \nabla \cdot \mathbf{j}_l - \dot{m}_{lv} \quad (3)$$

- Dry air continuity equation:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon_g \rho_a) = \nabla \cdot \mathbf{j}_a \quad (4)$$

- Vapor continuity equation:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon_g \rho_v) = \nabla \cdot \mathbf{j}_v + \dot{m}_{lv} \quad (5)$$

- Energy equation:

$$\frac{\partial}{\partial t}[(\rho c)_{ef}T] + \nabla[(c_l j_l + c_{p,v} j_v + c_{p,a} j_a)T] = \nabla(k_{ef} \nabla T) - \dot{m}_{lv} \Delta h_{lv} \quad (6)$$

where: c_l is the specific heat of water (J/(kg·K)), $c_{p,a}$ and $c_{p,v}$ are the specific heats at constant pressure (J/(kg·K)) for dry air and vapor, respectively, j_l , j_a and j_v are the liquid, air, and vapor mass fluxes (kg/(m²·s)), respectively, k_{ef} is the effective thermal conductivity of the porous medium (W/(m·K)), $\dot{m}_{lv}$ is the evaporation-condensation mass flow rate (kg/(m³·s)), T is the temperature (K), t is the time (s), Δh_{lv} is the modified evaporation enthalpy (J/kg), ε_g and ε_l are the volume fractions (–) of gas phase and water, respectively, ρ_a , ρ_l and ρ_v are the dry air, water, and vapor densities (kg/m³), respectively, and $(\rho c)_{ef}$ is the effective heat capacity (J/K).

The mass fluxes in Eqs. (3)–(6) have been formulated as follows:

- Water capillary mass flux:

$$j_l = -D_l \nabla W \quad (7)$$

- Air diffusion mass flux:

$$j_a = -D_{a,ef} \nabla \rho_a \quad (8)$$

- Vapor diffusion mass flux:

$$j_v = -D_{v,ef} \nabla \rho_v \quad (9)$$

where: $D_{a,ef}$ and $D_{v,ef}$ are the dry air and vapor effective mass diffusion coefficients (m²/s), respectively, D_l is the capillary suction coefficient (m²/s), and W is the moisture content (kg/m³).

The phase change heat flux was calculated according to the following enthalpy change:

$$\Delta h_{lv} = \Delta h_{ev} - (c_l - c_v)(T - T_{ref}) \quad (10)$$

where: T_{ref} is the reference temperature (273.15 K), and Δh_{ev} is the evaporation enthalpy for water (2.45 MJ/kg).

The effective heat capacity of the porous material was determined as follows:

$$(\rho c)_{ef} = \rho_s c_s + \varepsilon_l \rho_l c_l + \varepsilon_g (\rho_v c_{v,v} + \rho_a c_{v,a}) \quad (11)$$

where: c_l and c_s are the water and solid specific heats (J/(kg·K)), respectively, $c_{v,a}$ and $c_{v,v}$ are the air and vapor specific heats at constant volume (J/(kg·K)), respectively, and ρ_l and ρ_s are the water and solid densities (kg/m³), respectively.

The saturation pressure was calculated using the following formula [27]:

$$p_{v,sat} = 614.3 e^{\left(17.06 \frac{T - 273.15}{T - 40.25}\right)} \quad (12)$$

Due to the curvature of the pores, the Kelvin equation was used to modify the saturation pressure [11]:

$$p_{v,sat}^* = p_{v,sat} e^{\left(\frac{-p_r M_v}{\rho_l B T}\right)} \quad (13)$$

where: B is the universal gas constant (8314 J/kmol·K), and M_v is the molecular weight of water (18 kg/kmol). The modified saturation density, which appears in Eq. (2), was then calculated according to the ideal

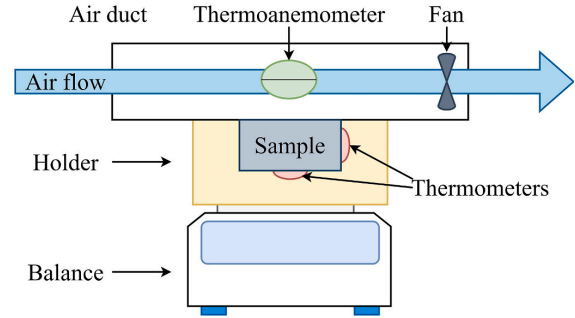


Fig. 2. The experimental test rig concept.

gas law:

$$\rho_{v,sat}^* = \frac{p_{v,sat}^* M_v}{B T} \quad (14)$$

The water capillary mass flux can be expressed as follows:

$$j_l = -D_l \nabla W \approx -D_l \rho_l \nabla \varepsilon_l \quad (15)$$

The capillary suction coefficient can be estimated using the following Eq. [11]:

$$D_l = 3.8 \left(\frac{A}{W_f}\right)^2 1000 \frac{W}{W_f}^{-1} \quad (16)$$

where: A is the water absorption coefficient (kg/(m²·s^{0.5})), and W_f is the free water saturation moisture content (kg/m³).

The vapor and air diffusion coefficients were calculated as follows:

$$D_{a,ef} = \delta \frac{B}{M_a} T \quad (17)$$

$$D_{v,ef} = \delta \frac{B}{M_v} T \quad (18)$$

where: M_a is the molecular weight of dry air (28.96 kg/kmol), and δ is the vapor permeability (kg/(m·s·Pa)).

The other closing relationships are presented in Section 3.3.

The hygric non-equilibrium approach introduced in this paper is achieved by separating the moisture transfer balance into two distinct balances, modeled by the liquid moisture continuity equation, Eq. (3), and the vapor continuity equation, Eq. (5). These equations are coupled by a non-equilibrium evaporation-condensation term described by the Eq. (2). The inclusion of the hygric non-equilibrium approach increases the complexity of the model compared to other drying models, e.g., the one presented in [17]. In addition, the transient air continuity equation, Eq. (4), introduced in this work, was not considered in previous models [11,17,26].

3. Model implementation and validation

3.1. Experimental test bench

The experiment was designed to validate the proposed heat and moisture transfer model during the drying of building materials saturated with water. The experimental setup was inspired by an experiment performed by van Bellegem et al. [17], i.e., a sample with a height of about 30 mm was insulated on all sides except the top surface. An air duct was mounted at the top of the sample, allowing the top surface to be in contact with the flowing air, as shown in Fig. 2. The stand is an improved version of the prototype described in [28]. The difference was

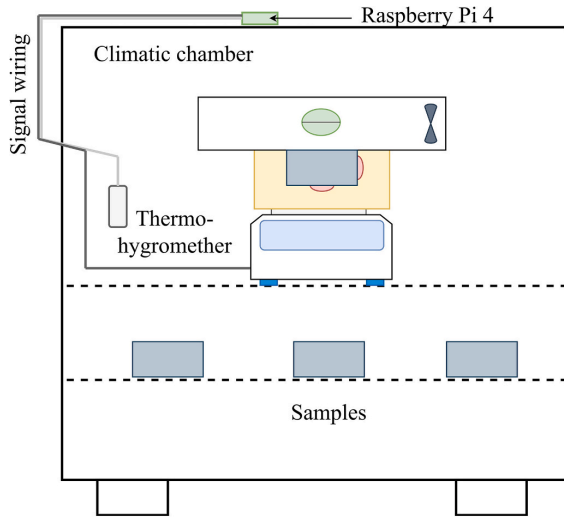


Fig. 3. The experimental test rig placed in the climatic chamber.

that the holder, made of XPS with a wall thickness of 5 cm, was placed on the balance instead of using the tensometric beams. The change in the mass of the sample was measured using a Radwag PS 3000.X2 with a reading resolution of 0.001 g. Two resistance thermometers (PT 100 A class tolerance of $\pm 0.15 + 0.002|T|$, where T is the temperature in centigrade) were installed in the holder to measure the temperature at the center of the bottom and the side walls of the sample (see Fig. 2). The air duct had an internal cross-sectional area of $120 \times 60 \text{ mm}^2$ and it was 500 mm long. An opening for the sample was cut in the bottom wall of the air duct to allow the sample to be installed. The holder was adjusted to be 2 mm lower than the sample to ensure a smooth transition from the air duct wall to the sample wall. The thermo-anemometer (EE 650) was placed in the air duct above the sample to control the air parameters. Two computer fans with $60 \times 60 \text{ mm}^2$ cross-sectional area were mounted at the end of the duct to induce airflow through the stand.

The test rig was placed inside a climatic chamber – see Fig. 3, which allowed the temperature and relative humidity to be controlled and stabilized. An additional thermo-hygrometer (AR253) was placed inside the chamber. The parameters inside the chamber were monitored during the measurements. The temperature was measured to be 22.0°C with a standard deviation of 0.13°C and the relative humidity to be 48.1 % with a standard deviation of 2.5 percentage points. All sensors were

connected to the Raspberry Pi 4 microcontroller, which recorded all data.

To validate the model, an aerated concrete sample with dimensions of $92 \times 92 \times 30.5 \text{ mm}^3$ was selected. This material was chosen due to its popularity, ease of processing, and application in existing and new buildings. The validation of the model on the commonly used material allows its application to simulate the drying process in a wide range of current and future buildings. The sample of aerated concrete was first dried at a temperature of 90°C in an electric oven to remove the moisture, immersed in deionized water for at least 48 h, and placed in the climatic chamber to be conditioned at the measurement temperature. Soaking in water resulted in high water saturation of the sample. Then, the sample was removed from the water and wiped with a paper towel to remove excess water from the surface. The next step was to wrap the sample in the stretch film and reinforce the package along the side walls with the duct tape. The stretch film and the tape were used to minimize vapor transfer through the walls between the sample and the holder. Afterward, the top surface was exposed to the ambient air (see Fig. 4a) by removing the stretch film from the surface. The sample was then installed in the holder, and the holder was mounted on the balance (Fig. 4b). Finally, the air duct was mounted in the holder, and the top surface of the sample was placed in the opening of the air duct. The climatic chamber doors were closed. Until the parameters inside the chamber had not stabilized (which took approximately 5 min), the fans remained switched off to minimize the effects of unstable initial conditions and fluctuations in temperature and relative humidity. During the experiments, 2 samples of the same material were prepared and tested at least 3 times. For each test, very similar characteristics were obtained, but, e.g., the initial temperature distribution differed by up to

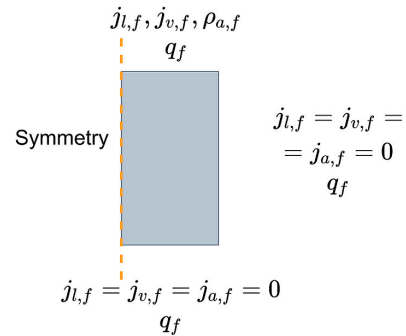


Fig. 5. Schematic of a computational geometry with boundary conditions.

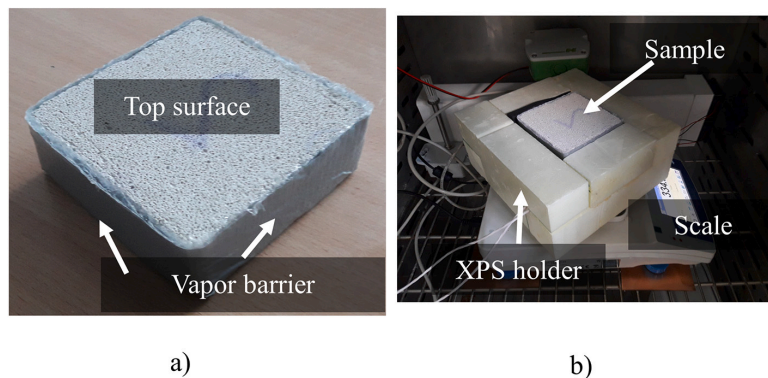


Fig. 4. a) Sample prepared for the experiment, and b) sample placed in the holder.

1.0–1.5 °C because the samples were prepared and mounted manually, which introduces some uncertainty. However, the similarity between the results from different test runs allowed the correctness of the measurements on the test rig to be validated. Therefore, the results obtained for one of the tests were selected for further comparison with numerical results.

3.2. Numerical model

Only the heat and moisture transfer in the sample was modeled, while the flow in the duct was not simulated – its effect was taken into account by formulating appropriate boundary conditions. The geometry was simplified to 2D, with symmetry through the center of the sample (see Fig. 5), so only half of the sample was modeled. The computational domain and mesh were created using the ANSYS DesignModeler and ANSYS Meshing, respectively. The mesh was structural, refined on the top surface, and coarse on the bottom wall. Three meshes were initially tested, i.e., coarse (3,600 elements), medium (7,200 elements), and fine (14,400 elements), to find the number of elements that guaranteed a mesh size independent solution. The medium mesh size was chosen with the minimum and maximum mesh element sizes of 0.86 and 4.28 mm², respectively, and a maximum aspect ratio of 7.4. Three time step sizes (i.e., 30, 60, and 120 s) were also tested. Further calculations were performed with a time step size of 60 s, which also ensured time step size independent results and stable solutions.

The proposed mathematical model was implemented using the commercial software ANSYS Fluent. The software was used to solve custom equations and for pre- and post-processing. However, the software lacks the mathematical model of heat, air, and moisture transfer in hygroscopic porous media. Therefore, advanced customization interfaces were used to implement the model in the software. The User-Defined Function (UDF) interface allowed both the insertion of a custom function written in C and the addition of the User-Defined Scalar (UDS) equations, which are generic scalar transport equations solved by the solver. In addition, the User-Defined Memory (UDM) interface allowed the allocation and use of additional memory locations to store variables in mesh centroids.

The boundary conditions were formulated and dependent on the surface location (see Fig. 5). The bottom and side walls were assumed to be impermeable, i.e., no mass transfer took place, and subjected to heat conduction through the holder material to the surroundings. This resulted in the following boundary conditions:

$$j_{lf} = 0 \quad (19)$$

$$j_{vf} = 0 \quad (20)$$

$$j_{af} = 0 \quad (21)$$

$$q_f = \frac{k_h(T_{amb} - T_f)}{d} \quad (22)$$

where: d is the thickness of the holder wall (m), k_h is the thermal conductivity of the holder material (i.e., XPS) (W/(m·K)), and T_{amb} and T_f are the temperatures of the ambient and outer wall of the computational domain (K). The thickness of XPS was 5 cm, and its thermal conductivity was assumed to be 0.033 W/(m·K) [29].

Convective heat and mass transfer was assumed at the top wall of the domain, i.e., this wall was in contact with the drying air flowing in the duct. The dry air density was calculated according to the atmospheric pressure (the average measured pressure was $p_{amb} = 99,943.7$ Pa). Water evaporation from the surface and radiative heat transfer between the sample and the duct walls were taken into account. This results in the following boundary conditions, which are used to solve Eqs. (3)–(6), respectively:

$$j_{lf} = \epsilon_l h_m (\rho_{v,amb} - \rho_{v,sat}(T_f)) \quad (23)$$

Table 1

Boundary and initial conditions.

Parameter	Value
Ambient temperature (T_{amb})	22.0 °C
Ambient relative humidity (ϕ_{amb})	48.1 %
Atmospheric pressure (p_{amb})	99,943.7 Pa
Heat transfer coefficient (h_t)	40 W/(m ² ·K)
Thermal conductivity of the holder material (k_h)	0.033 W/(m·K)
Thickness of the holder wall (d)	0.05 m
Sample surface emissivity (ϵ_f)	0.93
Duct surface emissivity (ϵ_{duct})	0.97
Mass transfer coefficient (h_m)	0.0363 m/s
Initial temperature (T_{init})	20.2 °C
Initial liquid moisture fraction ($\epsilon_{l,init}$)	0.396

$$\rho_a = \frac{(p_{amb} - p_{vf})M_a}{RT_f} \quad (24)$$

$$j_{vf} = (\epsilon_p - \epsilon_l)h_m(\rho_{v,amb} - \rho_{vf}) \quad (25)$$

$$q_f = h_t(T_{amb} - T_f) + \Delta h_v j_{lf} + \frac{\sigma_b}{\epsilon_f + \frac{1}{\epsilon_{duct}} - 1} (T_{amb}^4 - T_f^4) \quad (26)$$

where: B is the universal gas constant (8314 J/(kmol·K)), ϵ_f and ϵ_{duct} are the sample and duct surface emissivities (–), respectively (assumed to be 0.93 and 0.97 [17], respectively), h_m is the mass transfer coefficient (m/s), h_t is the heat transfer coefficient (W/(m²·K)), M_a is the molecular mass of dry air (28.96 kg/kmol), p_{amb} and p_{vf} are the atmospheric pressure and the vapor partial pressure at the sample surface (Pa), respectively, T_{amb} and T_f are the temperatures (K) of the air in the duct and the sample surface, respectively, Δh_v is the modified evaporation enthalpy (J/kg) and is given by Eq. (10), ϵ_l and ϵ_p are the volume fractions (–) of water and pores, respectively, $\rho_{v,amb}$, ρ_{vf} , and $\rho_{v,sat}$ are the vapor densities (kg/m³) in the air in the duct, at the sample surface, and at the saturation conditions in the ambient, and σ_b is the Stefan-Boltzmann constant (5.67•10^{–8} W/(m²·K⁴)).

The ambient air temperature and relative humidity assumed in the simulations were measured to be 22.0 ± 0.13 °C and 48.1 ± 2.5 %, respectively, while the air velocity in the duct was measured to be 2.968 ± 0.055 m/s. The heat transfer coefficient was estimated by performing separate flow simulations using the duct geometry and was found to be 40 W/(m²·K) for the forced convection at the top surface, while the mass transfer coefficient was evaluated according to the Chilton-Colburn analogy [30] (see Table 1).

The initial conditions were set as a uniform temperature of the sample equal to the measured bottom wall temperature at the beginning of the tests (i.e., $T_{init} = 20.2$ °C), and the water volume fraction was calculated from the sample mass after immersion in the water to be $\epsilon_{l,init} = 0.396$ (see Table 1). The presence of bound water was assumed. The moisture content of bound water was set at 11.34 kg/m³, which corresponds to the measured moisture content of 90 %. The bound water continuity equation was not solved. The bound water was considered as part of the moisture that was constant during the simulation. The initial vapor density was assumed to be equal to the saturated density, and the dry air density was calculated using the ideal gas law.

In summary, convective and radiative heat transfer and convective mass transfer were assumed at the top surface (see Table 1 summarizing the boundary and initial condition parameters). At the bottom and side walls of the sample, no mass transfer was assumed, and heat conduction through the insulation was considered. Uniform temperature and moisture distributions were assumed as initial conditions.

3.3. Material properties

The bulk density of the sample was measured to be 568 kg/m³, and

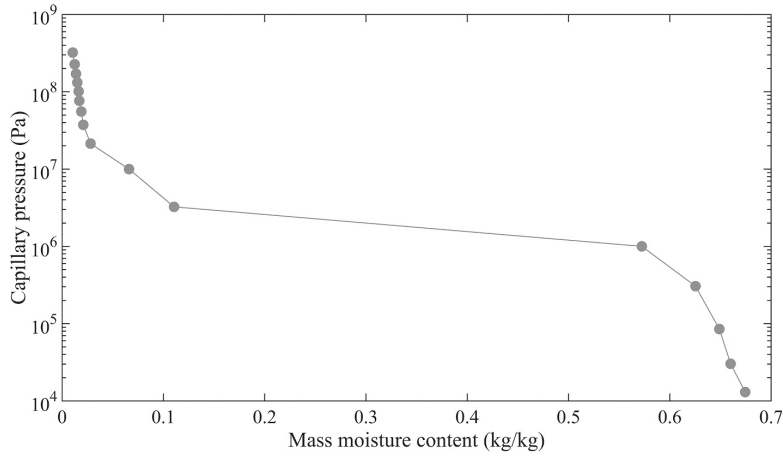


Fig. 6. Retention curve according to the data collected by Janz [32].

the open porosity was determined by measuring the mass of the sample in water to be 72 %. The specific heat of the powdered sample material was estimated using a Netzsch DSC 404 F1 to be 820 J/(kg·K). Vapor permeability was assumed to vary with relative humidity. The exponential function was fitted according to the permeability values for the dry and wet cup tests as follows:

$$\delta = \alpha e^{\beta \varphi} \quad (27)$$

where: α and β are fitted coefficients, and φ is the relative humidity (–).

In the calculations, the vapor permeability of the sample was assumed to be $1.59 \cdot 10^{-11}$ kg/(m·s·Pa) and $5.0 \cdot 10^{-11}$ kg/(m·s·Pa) at relative humidities of 30 % (dry cup test) and 90 % (wet cup test), respectively [31]. The retention curve was assumed according to the data reported by Janz [32] and is shown in Fig. 6. The capillary pressure value for a given moisture content was calculated by linear interpolation between the measured points.

The following equation was assumed to describe the effective thermal conductivity of the sample:

$$k_{ef} = k_s + fW \quad (28)$$

where: f is the moisture surcharge coefficient (W·m²/(kg·K)), k_s is the

thermal conductivity of the dry sample (W/(m·K)), and W is the moisture content (kg/m³). The moisture surcharge coefficient and the thermal conductivity of the dry sample were assumed to be 0.0034 (W·m²/(kg·K)) and 0.1315 W/(m·K), respectively [33].

The pore area per unit volume, which appeared in Eq. (2), was determined from the following relationship:

$$a = \frac{6\epsilon_p}{d_{av}} \quad (29)$$

where: d_{av} is the average pore diameter (m), which was assumed to be $1.6 \cdot 10^{-5}$ m [34].

The specific heat of water was assumed to be 4192.1 J/(kg·K), while the specific heats of air and vapor at constant pressure were 1005.0 and 1875.2 J/(kg·K), respectively. The mass transfer coefficient between vapor and water in the pores which appeared in Eq. (2) was assumed to be $7.5 \cdot 10^{-4}$ m/s based on several tests.

The water absorption coefficient was measured to be 0.044 kg/(m²·s^{0.5}) according to the EN ISO 15148 standard. The free water saturation was determined experimentally to be 390 kg/m³.

In summary, all material properties required by the model were measured or assumed from the literature. The mass transfer coefficient between vapor and water in the pores of the building material was the

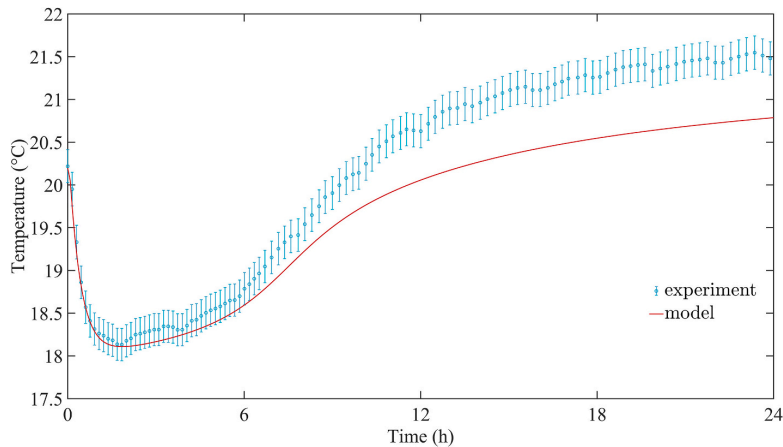


Fig. 7. Instantaneous temperature variation at the center of the bottom surface.

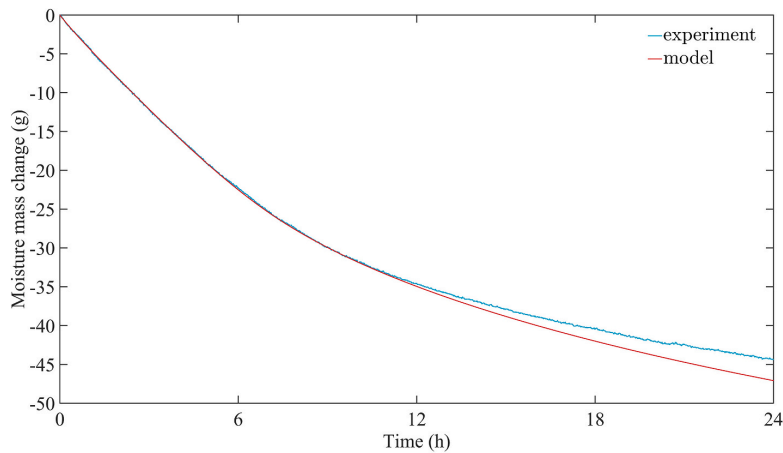


Fig. 8. Instantaneous sample moisture mass change.

only unknown parameter that could be adjusted. The effects of the main model parameters on the results were studied in Section 4.2.

4. Results

4.1. Comparison between the simulation and the experiment

The experiment lasted 24 h. The data were collected at approximately 5 s intervals. The data were then smoothed by the moving average with a window size of 30 points. The errors were calculated according to the standard deviation of the window size and the accuracy of the sensor. Error bars were plotted for temperature variation (Fig. 7). However, for the mass variation, the errors were so small that they were not plotted (Fig. 8).

The instantaneous variation of temperature was similar to that reported in the literature for similar experiments [17], i.e., the temperature first decreased rapidly, then stabilized for a few hours, and finally increased to reach approximately ambient temperature – see Fig. 7 with the variation of temperature at the center of the bottom surface of the sample. The minimum temperatures in the simulation and experiment were similar, i.e., the simulation results are within the error bars of the experiment. The minimum temperature was between 18 and 18.5 °C. Then, in the rise period, the simulated temperature was similar to the experiment until approximately 6 h, when the simulated temperature increase slowed down. Finally, the predicted temperature stabilization in the last phase of drying was lower than in the experiment.

Moisture was initially removed at a nearly constant rate (see Fig. 8), which is typical behavior for the drying of porous material. Then, as the flow of moisture to the top surface decreased, the rate of mass change of the sample also reduced, resulting in less evaporation from the top surface and an increase in sample temperature (Fig. 7). The model was in excellent agreement with the experiment for the first 11 h of the process. The differences between the model and experiment became more significant as the temperature of the material began to rise after about 6 h of the process – see Fig. 7. The model predicted faster water removal in the second drying period. The differences in mass change became larger as the time approached the end of the process, and were about 3 g, which was approximately 6.8 % – see Fig. 8. The more intense water evaporation during the simulation, i.e., faster water removal, resulted in a lower simulated temperature at the bottom surface of the sample.

The effect of the bottom and side boundaries on the liquid volume fraction field was negligible (Fig. 9a). In addition, the influence of these insulated boundaries on the temperature field was noticed but insignificant compared to the influence of evaporation (Fig. 9b). In the first

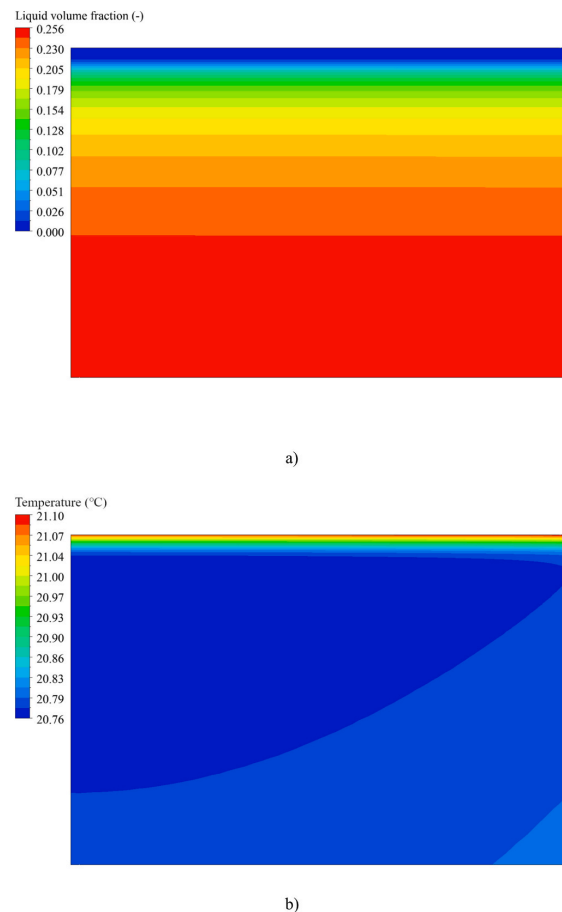


Fig. 9. Contours at the end of the simulation: a) volume fraction of the liquid moisture, b) temperature.

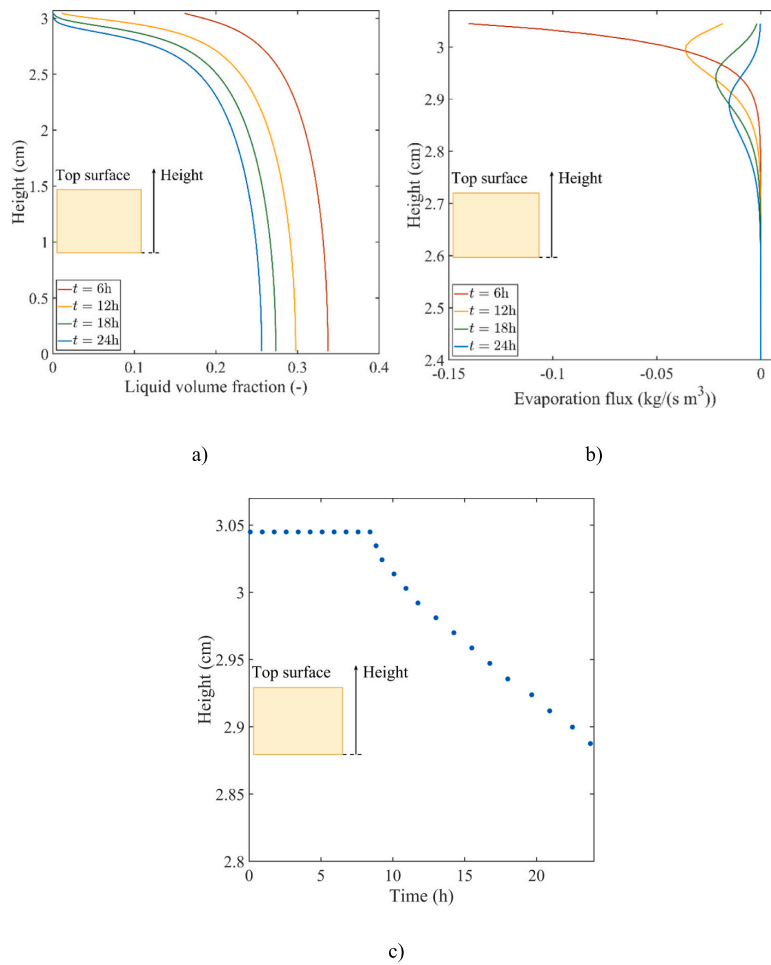


Fig. 10. a) Distribution of the volume fraction of liquid at the symmetry plane for different times, b) distribution of the evaporation flux at the symmetry plane for different times (zoomed at the top surface) c) evolution of the phase change front position (zoomed at the top region).

drying phase, the moisture evaporated from the surface of the material. As the surface was dried out, a phase change front was created inside the material (see Fig. 9a and Fig. 10a). The temperature at the top increased. However, the rest of the material remained cold due to evaporation (Fig. 9b). The temperature dropped rapidly at the phase change front. The front was the region with the highest evaporation flux (Fig. 10b). With time, the maximum absolute value of the flux became lower and occurred deeper in the material. The phase change zone also widened with time (Fig. 10b). The phase change front during the first process phase (about 8.5 h) was located at the surface of the material (Fig. 10c). During the second drying phase the front moved to the deeper parts of the material (Fig. 10c). The final position of the front was located 0.15 cm from the top surface. The process during the first phase is controlled by evaporation from the top surface, which depends on the heat and mass transfer conditions at the surface and the capillary transport in the interior of the material. In the second phase, evaporation from the interior of the material and vapor transport to the surface drive the process. More intense internal evaporation and vapor transport would explain why the simulated temperature is lower than the measured one. It also explains why the water was removed faster in the simulation than in the experiment.

Overall, the agreement of the results is good and at a similar level to the models presented in the literature [17]. The model predicted the temperature distribution very well during the first 6 h of the drying process. Then, the simulated temperature increase was slower than that observed experimentally. In the last phase, both predicted and measured temperatures behave similarly, but the simulated temperature level is lower than observed experimentally. The simulated mass change was very close to the experimental one. The simulated water removal rate in the second period was higher than the experimental one. The mass change differences were small, up to 3 g at the end of the process.

4.2. Sensitivity analysis

The numerical results depend on the assumed material properties and model parameters. Therefore, their influence was analyzed. The considered properties were grouped into physical properties, i.e., density, open porosity, heat capacity; transport properties, i.e., vapor permeability, capillary adsorption coefficient, free water saturation; and model parameters, i.e., mass transfer coefficient between vapor and water in pores.

Increasing and decreasing the density of solid material by 30 kg/m³

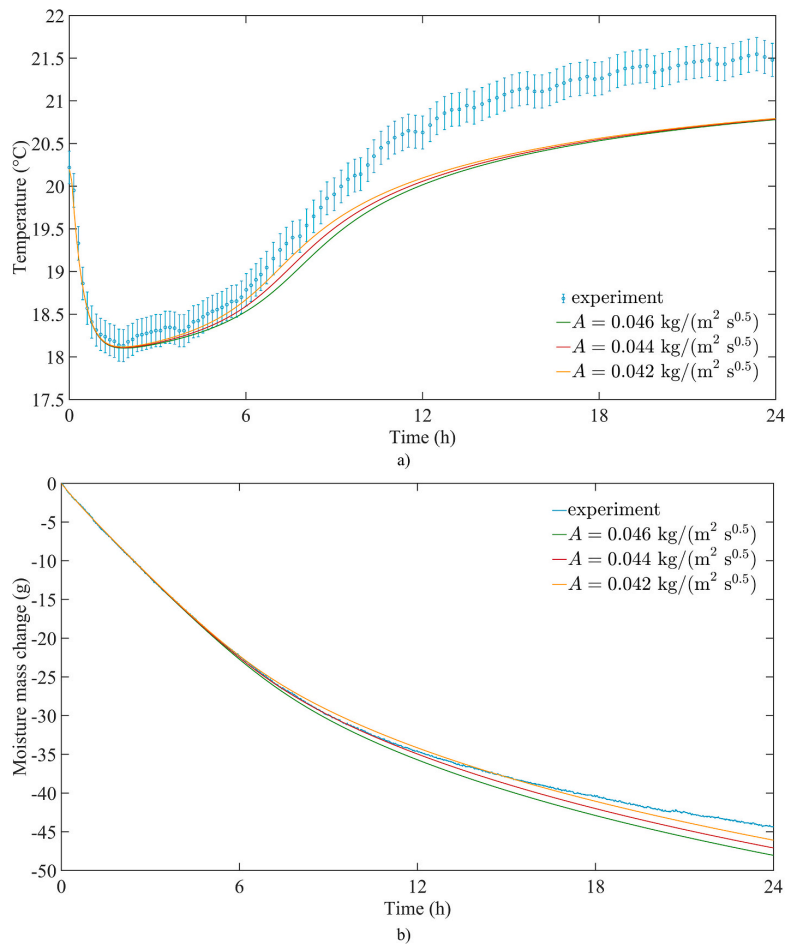


Fig. 11. Effect of water absorption coefficient on: a) instantaneous temperature variation, b) instantaneous moisture mass change change.

had no noticeable effect on the results. Varying the open porosity in the range of ± 0.02 had little effect on the temperature during the first drying phase (less than 0.1°C temperature change). Overall, the open porosity had an insignificant effect on the results. Changing the liquid moisture transport parameters had a noticeable influence on the results. The water absorption coefficient affected the temperature at the beginning of the second drying phase, i.e., when the temperature starts to rise – see Fig. 11a. The higher value of the coefficient resulted in a lower temperature after 4 h of the process. The temperature was practically unchanged for about 15 h of the process. Increasing the coefficient also resulted in faster water removal, as indicated by the mass change (Fig. 11b). The differences in mass change were noticeable after 6 h of the process. Free water saturation and the water adsorption coefficient mainly affected the transition between the first and second drying phases. An increase in the free water saturation accelerated the start of the temperature rise phase, resulting in a higher temperature for the same time after 3 h of the process – see Fig. 12a. The final temperature (after 15 h of the process) was not affected by the free water saturation. The higher free water saturation resulted in slower water removal, i.e., lower mass change (Fig. 12b). In conclusion, the modification of the liquid moisture transfer parameters affected the transition between the first and second drying phases, i.e., the time when liquid moisture transfer to the surface slowed down, internal evaporation

started to become important, and temperature started to rise. More intensive mass transfer, i.e., higher water sorption coefficient and lower free water saturation, resulted in lower temperatures between about 4 and 15 h of the process and higher mass change of the sample (see Fig. 11 and Fig. 12). However, the changes in the transport coefficient did not affect the shape of the temperature variation over time. The free water saturation was more important than the sorption coefficient.

Next, the effect of vapor permeability on the results was analyzed. The vapor permeability of the dry cup slightly affected the temperature during the process – see Fig. 13a. Its higher value lowered the temperature, and the effect was greater during the first drying phase. The vapor permeability of the wet cup significantly influenced the temperature at the end of the process. Lower wet cup permeability resulted in higher temperatures. However, all differences were very small, less than 0.5°C . Moisture mass change was little affected by vapor permeability (Fig. 13b). Vapor permeability had an effect on the results, but it was limited compared to the water sorption coefficient and free water saturation. However, the vapor permeability influenced the whole process, unlike the liquid moisture transfer coefficient.

In the based simulation, the mass transfer coefficient between vapor and water in the pores was assumed to be $7.5 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$. A wide range of coefficients from 10^{-2} m/s to 10^{-6} m/s were tested to see the differences in the predicted results – see Fig. 14. The higher value of the coefficient

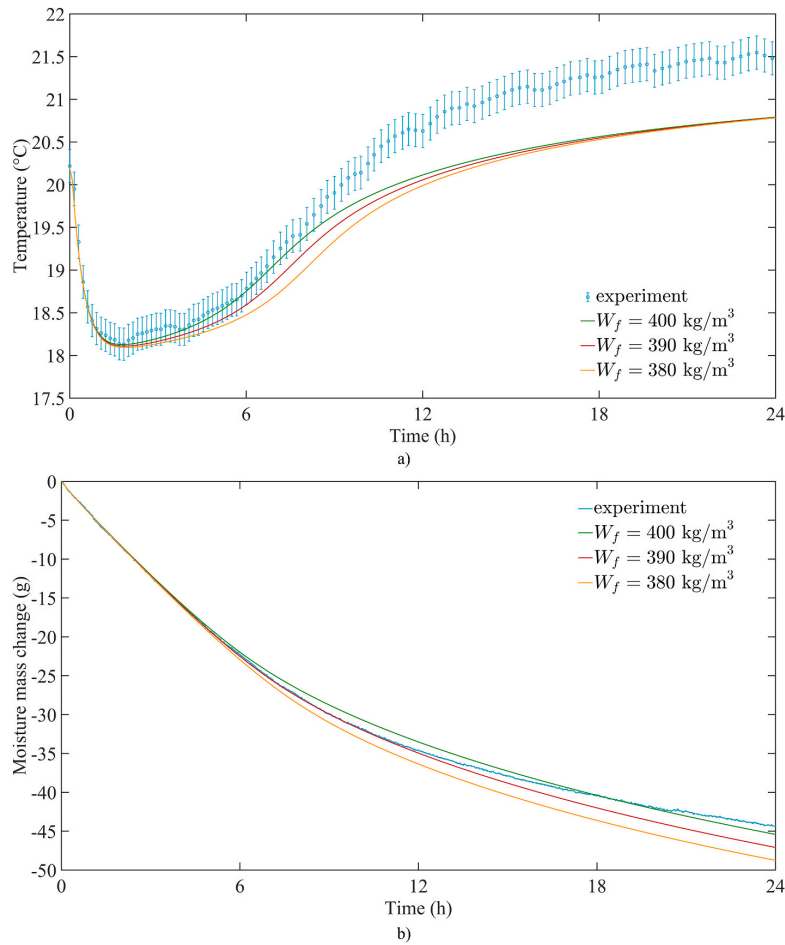


Fig. 12. Effect of free water saturation on: a) instantaneous temperature variation, b) instantaneous moisture mass change.

means that the model follows the hygric equilibrium more closely. The lowest value makes the model to be more non-equilibrium. The slightly higher (10^{-3} m/s) or lower ($5.0 \cdot 10^{-4}$ m/s) coefficients resulted in small changes in the process, especially during the first drying phase. The lower coefficient resulted in higher temperature (Fig. 14a) and lower mass change (Fig. 14b). Extremely low values of the coefficient (10^{-5} or 10^{-6} m/s) resulted in very slow evaporation inside the material and much higher temperatures than measured one and slower water removal from the material. On the other hand, the high value of the coefficient (10^{-2} m/s) led to rapid evaporation (as in the equilibrium models), resulting in lower temperatures of the process and faster water removal.

4.3. Discussion

The model agreement with the experiment was similar to that reported in the literature [17]. The first drying phase, i.e., temperature decrease and stabilization, was predicted within the error bars (Fig. 7). The temperature increase after stabilization and the final temperature were different from those in the experiment. In the second drying phase, the temperature was more than 0.5°C lower than the measured one, but its behavior was similar to that of the measured one. However, the results were sensitive to the internal mass transfer coefficient in the pores, liquid moisture transport parameters, and vapor permeability. The

results were similar in the range of $2.5 \cdot 10^{-4}$ to 10^{-3} m/s of internal mass transfer coefficient, and the temperatures during the first phase were within the error bars. Also, the change of transport parameters did not significantly affect the obtained results, changing the accuracy of the model, but the trends remain unchanged.

Van Bellegem et al. [17] showed that changes in the coefficients in the liquid moisture permeability equation or in the retention curve affected the time and rate of temperature rise. The same was observed in this work, i.e., water sorption coefficient and free water saturation affected the transition between the first and second drying phases (see Fig. 11a and Fig. 12a). All parameter sets achieved the same temperature decrease in the initial drying phase, but the temperature increase occurred at different times of the process, and the rate of increase was different. The final temperature was independent of the liquid moisture transport parameters.

The accuracy of the proposed model may be affected by uncertainties in the material properties, simplifications of the model (i.e., assumption of thermal and mechanical equilibrium), assumed model parameters, or simplifications of the geometry (i.e., 2D assumption). On the other hand, parameters such as the internal mass transfer coefficient in the pores are unknown and, therefore, should be selected and tuned for each material. Thus, there are many unknown parameters in the model of heat and moisture transfer during the drying of building materials. However,

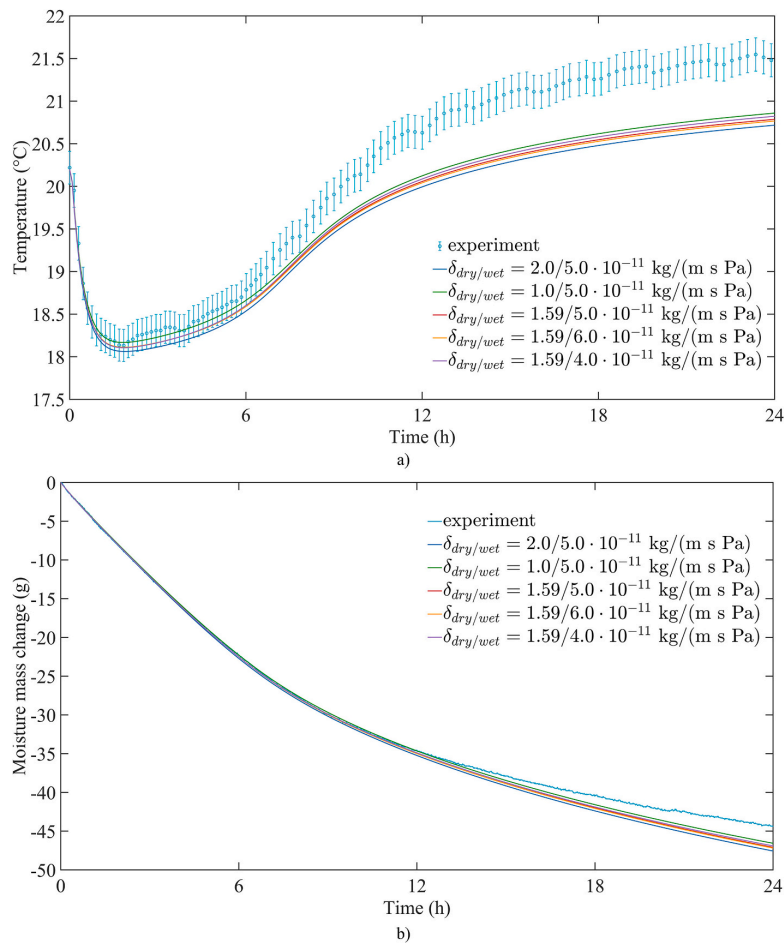


Fig. 13. Effect of vapor permeability (dry cup, i.e., 30 % relative humidity, and wet cup, i.e., 90 % relative humidity, tests) on: a) instantaneous temperature variation, b) instantaneous moisture mass change.

models always represent reality and, therefore, need constant improvement and development.

4.4. Comparison with the equilibrium model

The proposed model was compared with the experiment and the equilibrium model presented by van Belleghem et al. [17]. The current model was extended to the 3D geometry, i.e., the drying of brick with dimensions of $10 \times 30 \times 90 \text{ mm}^3$ [17] was simulated. The structural mesh, refined to the top surface of the computational domain, was generated and consisted of approximately 200,000 elements. The boundary conditions (i.e., convective heat transfer at the top surface) and material properties were set according to van Belleghem et al. [17]. The 12-h drying process was simulated with a time step size of 60 s. The initial temperature of the brick was 23.8 °C, and the initial moisture content in the material was 126 kg/m^3 , while the ambient temperature and relative humidity were 23.8 °C and 44 %, respectively [17].

Although not all material properties were clearly stated in the reference paper [17], e.g., thermal insulation properties, and there were uncertainties about some building material properties and model settings assumed in [17], the results obtained by the non-equilibrium model were similar to those reported in [17] – see Fig. 15. In the first

drying period (temperature decrease), the temperature simulated by the non-equilibrium model decreased slightly slower than that simulated by the equilibrium model and measured in the experiment, but the minimum temperature and temperature plateau predicted by the non-equilibrium model were closer to the experiment than those obtained by the equilibrium model. Also, the temperature rise in the non-equilibrium simulation was closer to reality up to the 4th hour of the process than in the case of the equilibrium model. However, starting from the 5th hour of the process, the predictions of the non-equilibrium model differed more from the experimental data than those of the equilibrium model. In conclusion, although there were some uncertainties in the simulation settings, between the 1st and 5th hour of the experiment, when the non-equilibrium effects were more pronounced, the non-equilibrium model predicted the temperature variation better than the equilibrium model. Then, when the non-equilibrium effects were less important and the mass transfer was more controlled by vapor diffusion to the top surface, the equilibrium model performed better. This may be because some model parameters in [17] might have been tuned to give a better fit of the equilibrium model results to the experimental data. However, these tunings may not work well in the case of the non-equilibrium model.

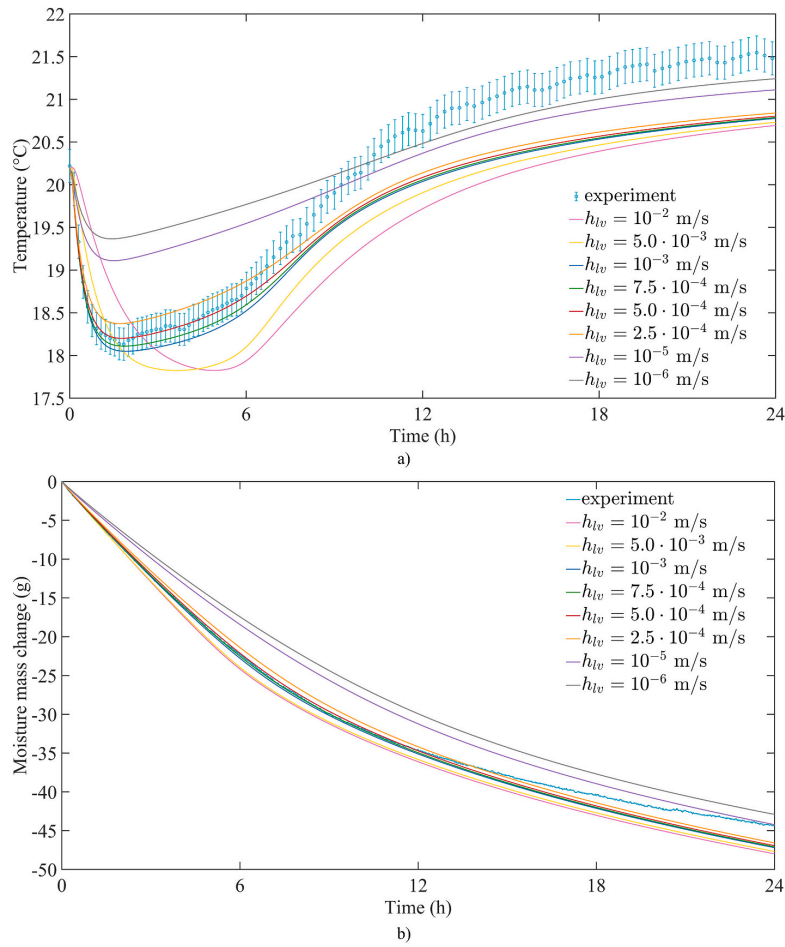


Fig. 14. Effect of the mass transfer coefficient between vapor and water in the pores: a) instantaneous variation of temperature at the bottom surface of the sample, b) instantaneous moisture mass change.

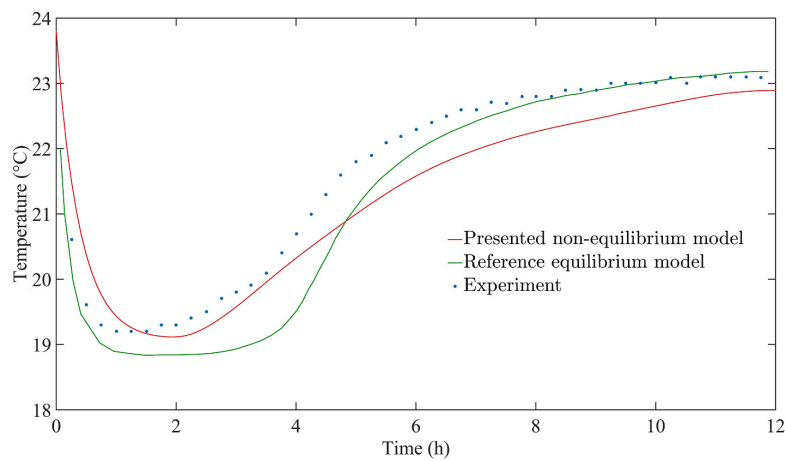


Fig. 15. Instantaneous temperature variation at a depth of 10 mm from the top surface for the presented non-equilibrium model and the reference equilibrium model [17].

5. Conclusion

The paper presents a new coupled heat, air, and moisture transfer model dedicated to the analysis of building materials saturated with water. The model considers hygric non-equilibrium between water and vapor in the pores, which is a new concept compared to the other models presented in the literature. The model considers vapor diffusion and capillary water transfer in the hygroscopic porous material. The model is designed to describe the drying process of porous building materials. The model can be used to simulate the drying process of buildings, for example, after flooding or damage caused by rising damp. Such simulations could estimate drying time and energy requirements, or design and optimize the process to reduce both time and energy consumption. The choice of a common material for model validation (i.e., aerated concrete) ensures its application for simulating the drying process in a wide range of existing and new buildings.

In this paper, the new model was validated against the experiment. The special test rig was designed, and measurements were carried out. The model was in good agreement with the experiment, especially during the first drying phase, i.e., for the temperature decrease and stabilization. In this phase, the predicted instantaneous temperature variation and moisture mass change were similar to those measured. In the second drying phase, i.e., when the temperature increased and stabilized at the final level, the deviations from the experiment were higher. However, the model predictions were in good agreement with the experimental data and were comparable to other models reported in the literature. The sensitivity analyses showed that the internal mass transfer coefficient between water and vapor inside the pores (i.e., the coefficient describing the extent of the hygric non-equilibrium) affected the minimum temperature during the process, but had no influence on the duration of the first drying phase, as well as the temperature in the second drying phase. The temperature differences at the end of the process were mainly due to the intense evaporation inside the material and the resulting different moisture mass changes in the sample. However, the effect of the internal mass transfer coefficient on the results was limited in the range of the mass transfer coefficient from 10^{-3} to $2.5 \cdot 10^{-4}$ m/s. Although the liquid moisture transfer parameters did not affect the temperature in the first drying phase, they were crucial for the transition between the first and the second drying phases.

CRedit authorship contribution statement

Michał Wasik: Writing – original draft, Visualization, Validation, Software, Resources, Methodology, Investigation, Funding acquisition, Formal analysis, Conceptualization. **Piotr Łapka:** Writing – review & editing, Supervision, Resources, Project administration, Formal analysis, Conceptualization.

Funding

This work was financially supported by the National Science Centre (Poland) within project no. 2020/37/N/ST8/04203.

Declaration of competing interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

Data availability

Data will be made available on request.

References

- [1] E. Franzoni, Rising damp removal from historical masonries: a still open challenge, *Constr. Build. Mater.* 54 (2014) 123–136, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.054>.
- [2] P.B. Lourenço, E. Luso, M.G. Almeida, Defects and moisture problems in buildings from historical city centres: a case study in Portugal, *Build. Environ.* 41 (2006) 223–234, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2005.01.001>.
- [3] P. Šlastný, J. Gašparík, O. Makýš, Analysis of moisture and salinity of historical constructions before and after the application of remediations, *J. Build. Eng.* 41 (2021) 102785, <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.102785>.
- [4] B. Blocken, J. Carmeliet, Overview of three state-of-the-art wind-driven rain assessment models and comparison based on model theory, *Build. Environ.* 45 (2010) 691–703, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2009.08.007>.
- [5] E. Franzoni, State-of-the-art on methods for reducing rising damp in masonry, *J. Cult. Herit.* 31 (2018) S3–S9, <https://doi.org/10.1016/j.culher.2018.04.001>.
- [6] P. Łapka, Ł. Cieślakiewicz, M. Ogledziński, Semi-laboratory scale investigation of energy efficiency of masonry wall drying process by applying a thermo-injection method, *Energ. Build.* 264 (2022) 112063, <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112063>.
- [7] A. Zegowitz, A. Renzl, W. Hofbauer, J. Meyer, H. Kuenzel, Drying behaviour and microbial load after water damage, *Struct. Surv.* 34 (2016) 24–42, <https://doi.org/10.1108/SS-07-2015-0032>.
- [8] P. Łapka, Ł. Cieślakiewicz, Efficiency comparison between two masonry wall drying devices using in situ data measurements, *Energies* 14 (2021), <https://doi.org/10.3390/en14217137>.
- [9] Ł. Cieślakiewicz, P. Łapka, R. Mirowski, In situ monitoring of drying process of masonry walls, *Energies* 13 (2020) 1–13, <https://doi.org/10.3390/en13236190>.
- [10] G. Geißer, H. Künzel, A. Zegowitz, Experimentelle und rechnerische Untersuchung eines neuen Wandtrocknungssystems, *Bauphysik* 41 (2019) 125–132, <https://doi.org/10.1002/bapi.201900005>.
- [11] H.M. Künzel, Simultaneous Heat and Moisture Transport in Building Components One- and Two-Dimensional Calculation Using Simple Parameters, Fraunhofer IRB, Stuttgart, 1995.
- [12] N. Mendes, I. Ridley, R. Lamberts, P. Philippi, Umidus: A PC Program for the Prediction of Heat and Moisture Transfer in Porous Building Elements. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:14308116>, 1999.
- [13] T. Alioua, B. Agoudjil, N. Chennouf, A. Boudenne, K. Benzarti, Investigation on heat and moisture transfer in bio-based building wall with consideration of the hysteresis effect, *Build. Environ.* 163 (2019) 106333, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2019.106333>.
- [14] M. Seredyński, M. Wasik, P. Łapka, P. Furmański, Ł. Cieślakiewicz, K. Pietrak, M. Kubiś, T.S. Wiśniewski, M. Jaworski, Analysis of non-equilibrium and equilibrium models of heat and moisture transfer in a wet porous building material, *Energies* 13 (2020) 214, <https://doi.org/10.3390/en13010214>.
- [15] T. Colinart, D. Lelièvre, P. Glouannec, Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall, *Energ. Build.* 112 (2016) 1–11, <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.11.027>.
- [16] D. Lelièvre, T. Colinart, P. Glouannec, Modeling the moisture buffering behavior of a coated biobased building material by including hysteresis, *Energy Procedia* 78 (2015) 255–260, <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2015.11.631>.
- [17] M. Van Belleghem, M. Steeman, H. Janssen, A. Janssens, M. De Paepe, Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD, *Build. Environ.* 81 (2014) 340–353, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2014.06.024>.
- [18] T. Busser, J. Berger, A. Piot, M. Pailha, M. Woloszyn, Dynamic experimental method for identification of hygric parameters of a hygroscopic material, *Build. Environ.* 131 (2018) 197–209, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2018.01.002>.
- [19] T. Busser, J. Berger, A. Piot, M. Pailha, M. Woloszyn, Comparison of model numerical predictions of heat and moisture transfer in porous media with experimental observations at material and wall scales: An analysis of recent trends, *Dry Technol* 37 (2019) 1363–1395, <https://doi.org/10.1080/07373937.2018.1502195>.
- [20] N. Reuge, F. Collet, S. Pretot, S. Moissette, M. Bart, O. Style, A. Shea, C. Lanois, Hygrothermal effects and moisture kinetics in a bio-based multi-layered wall: experimental and numerical studies, *Constr. Build. Mater.* 240 (2020) 117928, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117928>.
- [21] N. Reuge, F. Collet, S. Pretot, S. Moissette, M. Bart, O. Style, A. Shea, C. Lanois, Hygrothermal transfers through a bio-based multilayered wall: modeling study of different wall configurations subjected to various climates and indoor cyclic loads, *J. Build. Phys.* (2023), <https://doi.org/10.1177/17442591221142501>.
- [22] M. Wasik, P. Łapka, Preliminary mathematical and numerical non-equilibrium transient air and moisture transfer model in hemp concretes, in: D. Butrymowicz, K. Śmierciw, P. Jakończuk (Eds.), *Postępy w Badaniach Wymiany Ciepła i Masy*. Monogr. Konf. XVI Symp. Wymiany Ciepła i Masy, Politechnika Białostocka, Białystok, 2022, pp. 404–413, https://doi.org/10.24427/978-83-67185-30-1_41.
- [23] M. Wasik, P. Łapka, Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air, *Energy* 282 (2023) 128085, <https://doi.org/10.1016/j.ENERGY.2023.128085>.
- [24] M. Wasik, P. Łapka, Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in polish climatic conditions, *Energy* 240 (2022) 122694, <https://doi.org/10.1016/j.ENERGY.2021.122694>.
- [25] J. Langmans, A. Nicolai, R. Klein, S. Roels, A quasi-steady state implementation of air convection in a transient heat and moisture building component model, *Build. Environ.* 58 (2012) 208–218, <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2012.07.011>.

- [26] D. Lelievre, T. Colinart, P. Glouannec, Hygrothermal behavior of bio-based building materials including hysteresis effects: experimental and numerical analyses, *Energ. Build.* 84 (2014) 617–627, <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.09.013>.
- [27] P. Łapka, P. Furmański, Modeling and analysis of the influence of the protective garment movement on the skin temperature and burn degree, *Fire Saf. J.* 111 (2020) 102916, <https://doi.org/10.1016/J.FIRESAF.2019.102916>.
- [28] M. Wasik, A. Dereszewski, P. Łapka, Prototype of an experimental stand for investigating heat and moisture transfer phenomena in building materials, *J. Phys. Conf. Ser.* 2423 (2023) 012010, <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2423/1/012010>.
- [29] S. Cai, L. Cremaschi, A.J. Ghajar, Pipe insulation thermal conductivity under dry and wet condensing conditions with moisture ingress: a critical review, *HVAC R Res.* 20 (2014) 458–479, <https://doi.org/10.1080/10789669.2014.882678>.
- [30] Y.A. Cengel, *Heat Transfer*, Second edition, McGraw-Hill Education, Boston, 1995.
- [31] M.K. Kumaran, A thermal and moisture property database for common building and insulation materials, *ASHRAE Trans.* 112 (2006) 1–13.
- [32] M. Janz, B.F. Johannesson, Measurement of the moisture storage capacity using sorption balance and pressure extractors, *J. Therm. Envel. Build. Sci.* 24 (2001) 316–334, <https://doi.org/10.1106/VRU2-LNV1-ME9X-8KKX>.
- [33] T. Schoch, O. Kreft, The influence of moisture on the thermal conductivity of AAC, *Cem. Wapno, Bet.* (2011) 44–48.
- [34] P. Łapka, M. Wasik, P. Furmański, M. Seredyński, Ł. Cieślukiewicz, K. Pietrak, M. Kubiś, T.S. Wiśniewski, M. Jaworski, Preliminary mathematical and numerical transient models of convective heating and drying of a brick, *MATEC Web Conf.* 240 (2018) 01022, <https://doi.org/10.1051/mateconf/201824001022>.

**Oświadczenie potwierdzające
procentowy wkład autorski w artykule naukowym**

Niniejszym potwierdzam, że w publikacji:

Mirosław Seredyński, Michał Wasik, Piotr Łapka, Piotr Furmański, Łukasz Cieślakiewicz, Karol Pietrak, Michał Kubiś, Tomasz S. Wiśniewski i Maciej Jaworski, *Analysis of Non-Equilibrium and Equilibrium Models of Heat and Moisture Transfer in a Wet Porous Building Material*, Energies 13(1), 2020. DOI:10.3390/en13010214

Procentowy wkład autorski w ww. publikację **Michała Wasika** wynosi **40%**.

Data i miejscowość	Podpis współautora
25.02.2025 r. Warszawa	Mirosław Seredyński
25.02.2025 Warszawa	Piotr Łapka
26.02.2025 Warszawa	Piotr Furmański
25.02.2025 Warszawa	Łukasz Cieślakiewicz
25.02.2025 W-wa	Karol Pietrak
25.02.2025 Warszawa	Michał Kubiś
25.02.2025 W-wa	Tomasz S. Wiśniewski
25.02.2025 W-wa	Maciej Jaworski

**Oświadczenie potwierdzające
procentowy wkład autorski w artykule naukowym**

Niniejszym potwierdzam, że w publikacji:

Michał Wasik, Piotr Łapka, *Analysis of seasonal energy consumption during drying of highly saturated moist masonry walls in Polish climatic conditions*, Energy 240, 2022.
DOI:10.1016/j.energy.2021.122694

Procentowy wkład autorski w ww. publikację **Michała Wasika** wynosi **85%**.

Data i miejscowość	Podpis współautora
Wrocław 5.06.2025	Piotr Łapka

**Oświadczenie potwierdzające
procentowy wkład autorski w artykule naukowym**

Niniejszym potwierdzam, że w publikacji:

Michał Wasik, Piotr Łapka, *Numerical analysis on the energy efficiency improvement of thermo-injection method of masonry walls drying by applying the variable temperature profiles of drying air*, Energy 282, 2023. DOI:10.1016/j.energy.2023.128085

Procentowy wkład autorski w ww. publikację **Michała Wasika** wynosi **85%**.

Data i miejscowość	Podpis współautora
Warszawa 5.06.2025	Piotr Łapka

**Oświadczenie potwierdzające
procentowy wkład autorski w artykule naukowym**

Niniejszym potwierdzam, że w publikacji:

Michał Wasik, Piotr Łapka, *Credibility assessment of a new heat, air, and moisture transfer model with hygric non-equilibrium for drying of porous building materials*, International Communications in Heat and Mass Transfer 165, 2025.
DOI:10.1016/j.icheatmasstransfer.2025.109101

Procentowy wkład autorski w ww. publikację **Michała Wasika** wynosi **85%**.

Data i miejscowość	Podpis współautora
Warszawa 5. 06. 2025	Piotr Łapka