

POLITECHNIKA WARSZAWSKA

DYSCYPLINA NAUKOWA INŻYNIERIA ŚRODOWISKA, GÓRNICTWO
I ENERGETYKA /
DZIEDZINA NAUK INŻYNIERYJNO-TECHNICZNYCH

Rozprawa doktorska

mgr inż. Mateusz Włostowski

**Metodyka wykonywania obliczeń najlepszego szacowania wraz
z oceną niepewności dla ciężkich awarii na podstawie
probabilistycznych metod propagacji niepewności parametrów
wejściowych**

Promotor

dr hab. inż. Rafał Laskowski, prof. uczelni

Promotor pomocniczy

dr inż. Piotr Darnowski

WARSZAWA 2023

Podziękowania

Składam serdeczne podziękowania mojemu promotorowi Doktorowi Habilitowanemu Inżynierowi Rafałowi Laskowskiemu za wyrozumiałość we współpracy ze mną, nieustające wsparcie i pełną gotowość do współpracy.

Równie wielkie podziękowania składam mojemu promotorowi pomocniczemu Doktorowi Inżynierowi Piotrowi Darnowskiemu za wspaniałą współpracę naukową i pomoc oraz motywację do ciągłego samorozwoju.

Składam również serdeczne podziękowania mojemu opiekunowi z ramienia Państwowej Agencji Atomistyki Doktorowi Inżynierowi Ernestowi Staroniowi, który zawsze służył mi pomocą i wsparciem.

Składam najserdeczniejsze podziękowania Magistrowi Inżynierowi Pawłowi Domitrowi za nieocenioną pomoc oraz niedościgniony wzór naukowca i analityka.

Bardzo dziękuję Pracownikom Politechniki Warszawskiej, Instytutu Techniki Ciepłej i Działu Obsługi Doktorantów, a szczególnie Pani Justynie Misiejuk za okazane wsparcie i wyrozumiałość w składaniu wniosków, podań i sprawozdań.

Dziękuję wszystkim Koleżankom i Kolegom z Państwowej Agencji Atomistyki oraz tym, którzy przyczynili się do powstania niniejszej pracy.

Szczególne podziękowania składam mojej Żonie Marcie za cierpliwość, wyrozumiałość i codzienną pomoc oraz Dzieciom Antoniemu, Franciszkowi, Stanisławowi i Zofii za wyrozumiałość, a także bliższej i dalszej rodzinie.

Pracę zrealizowano w ramach programu „Doktorat wdrożeniowy” przy współpracy z Państwową Agencją Atomistyki.

Streszczenie rozprawy doktorskiej w języku polskim

Niniejsza rozprawa doktorska traktuje o nowej metodyce wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dedykowanej ciężkim awariom, która usprawnia dotychczas stosowane probabilistyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych. Opracowano metodę pozwalającą w systematyczny i zgodny z aktualnym stanem wiedzy sposób kwantyfikować niepewności wykorzystywanych parametrów wejściowych, redukując tym samym powszechnie stosowany do kwantyfikacji niepewności osąd ekspercki. Rozszerzono wcześniejsze podejście skupione na analizie jednego parametru wyjściowego. Nowe podejście pozwala w efektywny sposób wykorzystać zasoby analityczne i obliczeniowe w celu weryfikacji projektu reaktora pod względem kilku kryteriów akceptacji jednocześnie. Dzięki zastosowaniu zaproponowanej metodyki możliwe jest wykorzystanie w analizach bezpieczeństwa dużo większej liczby parametrów wejściowych niż miało to miejsce dotychczas, co jest szczególnie istotne w przypadku ciężkich awarii obejmujących wiele zjawisk fizycznych i chemicznych oraz tym samym bardziej kompleksowe badania wpływu poszczególnych zjawisk na uzyskiwane wyniki obliczeń. W zaproponowanej metodzie zastosowano jednorodny rozkład niepewności ciągłych parametrów wejściowych uzasadniony m.in. wykonanymi badaniami z wykorzystaniem metod wstecznej kwantyfikacji niepewności. Zaproponowana metoda została zaprezentowana z wykorzystaniem kodu obliczeniowego MELCOR dedykowanego awariom ciężkim, a następnie zweryfikowana na bazie eksperymentu Phebus FPT-1 wraz z przeprowadzoną globalną analizą wrażliwości. Dodatkowym efektem wykonanej pracy analitycznej jest stworzona baza danych dla kodu MELCOR obejmująca kwantyfikację niepewności szerokiego zestawu parametrów wejściowych, która jest uniwersalna do zastosowań dla różnego typu ciężkich awarii. Rozprawa została zakończona dyskusją na temat przydatności tej metody oraz kierunków dalszych badań.

Słowa kluczowe: energetyka jądrowa, bezpieczeństwo jądrowe, reaktory jądrowe, obliczenia niepewności, ciężkie awarie, MELCOR, twierdzenie Wilksa, metoda GRS, twierdzenie Wald-Guba, Phebus

Abstract

The doctoral dissertation treats about the novel methodology of performing best estimate plus uncertainty analyses dedicated to severe accidents, which improves currently used probabilistic methods of propagation of input uncertainties. The developed method allows for a systematic and consistent state-of-knowledge quantification of the input parameters uncertainties, thus reducing the expert judgment commonly used to quantify the uncertainty. The current approach that was focused on the analysis of one output parameter was extended. The new approach allows for the effective use of analytical and computational resources to verify the reactor design in terms of several acceptance criteria simultaneously. Thanks to the use of the proposed methodology, it is possible to use a much larger number of input parameters in safety analyses than has been used so far, which is particularly important in case of severe accidents involving many physical and chemical phenomena. Thus it allows for more comprehensive study of the impact of individual phenomena on the obtained calculation results. The proposed method uses a uniform distribution of uncertainties of scalar input parameters, which is justified, among others, by conducting scientific research using inverse uncertainty quantification methods. The proposed method was presented with the use of the MELCOR code dedicated to severe accidents and then verified based on the Phebus FPT-1 experiment along with the global sensitivity analysis. An additional effect of the performed analytical work is the creation of data base for MELCOR code covering the uncertainty quantification of the extensive range of input parameters, which would be universal for applications for various types of severe accidents. The dissertation ended with a discussion on the usefulness of this method and directions for further research.

Keywords: nuclear power, nuclear safety, nuclear reactors, best estimate plus uncertainty, severe accidents, MELCOR, Wilks theorem, GRS method, Wald-Guba theorem, Phebus

Spis skrótów

AP1000 – Advanced Passive pressurized water reactor,

ATWS – Anticipated Transient Without Scram,

BEPU – Best Estimate Plus Uncertainty,

BT – Basic Tests,

BWR – Boiling Water Reactor,

CEA – Commissariat à l'Energie Atomique,

CIAU – Capability of Internal Assessment of Uncertainty,

CSAU – Code Scaling, Applicability and Uncertainty,

ECCS – Emergency Core Cooling Systems,

ENUSA – Empresa Nacional del Uranio,

EPR – European Pressurized Reactor,

GRS – Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit,

GSUAM – Generic Statistical Uncertainty Analysis Methodology,

IAEA – International Atomic Energy Agency,

IET – Integral Effect Tests,

LB LOCA – Large-Break Loss-Of-Coolant Accident,

LERF – Large or Early Release Frequency,

MELCOR – Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases,

MUSA – Management and Uncertainties of Severe Accidents,

NEA OECD – Nuclear Energy Agency Organisation for Economic Cooperation and Development,

PAA – Państwowa Agencja Atomistyki,

PARs – Passive Autocatalytic Recombiners,

PCT – Peak Cladding Temperature,

PIRT – Phenomena Identification and Ranking Table,
PRA – Probabilistic Risk Assessment,
PSA – Probabilistic Safety Analysis,
PWR – Pressurized Water Reactor,
PZI – Postulowane Zdarzenie Inicjujące,
SC – Sensitivity Coefficients,
SEKW – Systemy oraz Elementy Konstrukcji i Wyposażenia,
SET – Separate Effect Tests,
SNL – Sandia National Laboratories,
SOARCA – State-of-the-Art Reactor Consequences Analyses,
SRCC – Spearman Rank Correlation Coefficient,
SSG – Specific Safety Guide,
ULOF – Unprotected Loss Of Flow,
UMAE – Uncertainty Methodology based on Accuracy Extrapolation,
US NRC – U.S. Nuclear Regulatory Commission,
UTOP – Unprotected Transient Over Power.

Spis treści

1.	Wstęp.....	13
1.1.	Motywacja rozprawy	14
1.2.	Cel i zakres rozprawy	17
1.3.	Teza rozprawy doktorskiej	17
2.	Deterministyczne analizy bezpieczeństwa dla ciężkich awarii reaktorów jądrowych.....	18
2.1.	Pojęcie ciężkiej awarii	18
2.2.	Wymagania dotyczące metod wykonywania deterministycznych analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii	19
2.3.	Źródła niepewności deterministycznych analiz bezpieczeństwa.....	22
3.	Przegląd stosowanych metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności	24
3.1.	Probabilistyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych.....	25
3.1.1.	CSAU (ang. Code Scaling, Applicability and Uncertainty).....	25
3.1.2.	GRS (niem. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit).....	26
3.1.3.	ENUSA (hiszp. Empresa Nacional del Uranio, SA).....	27
3.1.4.	GSUAM (ang. Generic Statistical Uncertainty Analysis Methodology)	27
3.2.	Deterministyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych	28
3.2.1.	AEAT (AEA Technology plc)	28
3.3.	Metody ekstrapolowania niepewności parametrów wyjściowych	29
3.4.	Porównanie stosowanych metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności	30
4.	Metodyka wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla ciężkich awarii.....	32
4.1.	Podstawowe kroki wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności.....	32
4.1.1.	Wybór reaktora jądrowego i scenariusza awaryjnego podlegającego analizie ..	33
4.1.2.	Charakterystyka scenariusza awaryjnego i identyfikacja ważnych zjawisk	33
4.1.3.	Wybór kodu obliczeniowego.....	35

4.1.4.	Przygotowanie i kwalifikacja modelu matematycznego analizowanego reaktora jądrowego	39
4.1.5.	Wybór metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności.....	41
4.1.6.	Zastosowanie metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności.....	48
4.1.7.	Porównanie uzyskanych wyników obliczeń z kryteriami akceptacji.....	48
4.2.	Ograniczenia metody GRS w kontekście wykorzystania w analizie bezpieczeństwa ciężkich awarii.....	48
4.2.1.	Minimalizowanie niepewności kodu obliczeniowego	49
4.2.2.	Brak występowania nieukończonych obliczeń	49
4.2.3.	Analiza wszystkich istotnych parametrów wejściowych	49
4.2.4.	Znajomość rozkładów gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych	50
4.2.5.	Niezależność parametrów wyjściowych obliczeń	50
5.	Opis zaproponowanej metodyki wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności.....	52
5.1.	Identyfikacja scenariusza awaryjnego i występujących w nim zjawisk	52
5.2.	Wybór parametrów wejściowych	55
5.2.1.	Uwzględnienie specyfiki scenariusza awaryjnego	56
5.2.2.	Uwzględnienie ograniczeń kodu obliczeniowego	57
5.2.3.	Parametry wejściowe uwzględnione w analizie niepewności	58
5.3.	Określenie dopuszczalnego zakresu zmienności i rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych.....	59
5.3.1.	Matryca zakresów zmienności	60
5.3.2.	Ostateczny zakres zmienności.....	80
5.3.3.	Rozkład gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych.....	93
5.3.4.	Tabela zakresów zmienności parametrów wejściowych.....	98
5.4.	Identyfikacja parametrów wyjściowych podlegających analizie	100
5.4.1.	Określenie minimalnej wymaganej liczby obliczeń.....	102

5.5.	Kolejne kroki zastosowania metodyki.....	102
5.5.1.	Wybór metody losowania parametrów wejściowych.....	103
5.5.2.	Realizacja obliczeń i interpretacja wyników obliczeń	103
6.	Weryfikacja zaproponowanej metodyki wykonywania obliczeń najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności	105
6.1.	Globalna analiza wrażliwości	105
6.1.1.	Współczynniki korelacji rang Spearmana	106
6.2.	Uzyskane wyniki obliczeń.....	107
6.2.1.	Produkcja wodoru w rdzeniu reaktora	107
6.2.2.	Ciśnienie całkowite w obudowie bezpieczeństwa	116
6.2.3.	Masa aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa.....	122
6.3.	Podsumowanie weryfikacji zaproponowanej metodyki	133
7.	Podsumowanie	136
7.1.	Podsumowanie i wnioski	136
7.2.	Wkład do nauki.....	137
7.3.	Praktyczne zastosowanie metodyki i jej wdrożenie w przemyśle	138
7.4.	Przyszłe badania	140
8.	Bibliografia.....	141
9.	Aneks.....	148
9.1.	Opis parametrów wejściowych.....	148
9.1.1.	Moc rozszczepieniowa i ciepło powylaczeniowe	148
9.1.2.	Stan płynów w rdzeniu reaktora	149
9.1.3.	Początkowe uszkodzenie rdzenia	150
9.1.4.	Utlenianie materiałów i generacja wodoru.....	159
9.1.5.	Uwalnianie produktów rozszczepienia z paliwa jądrowego	162
9.1.6.	Degradacja rdzenia i postęp topnienia materiałów rdzenia.....	167
9.1.7.	Szczątki rdzenia w dolnej komorze mieszania.....	174

9.1.8.	Zjawiska ciepłno-przepływowe w obudowie bezpieczeństwa.....	177
9.1.9.	Zjawiska zachowania aerozoli i produktów rozszczepienia.....	178
9.2.	Tabela parametrów wejściowych obliczeń najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla eksperymentu Phebus FPT-1	185

1. Wstęp

Ocena bezpieczeństwa to systematyczny proces, ukierunkowany na zweryfikowanie zgodności projektu reaktora jądrowego z przyjętymi wymaganiami bezpieczeństwa, określonymi w odpowiednich przepisach prawa, standardach bezpieczeństwa i normach technicznych. Ocena bezpieczeństwa pozwala przez to zweryfikować osiągnięcie odpowiedniego poziomu bezpieczeństwa, dzięki zastosowaniu odpowiednich środków technicznych i proceduralnych [1]. Ważnym elementem oceny bezpieczeństwa jest analiza bezpieczeństwa, która służy do wykazania osiągnięcia wymaganego poziomu bezpieczeństwa. Analizy bezpieczeństwa powszechnie dzielone są na analizy probabilistyczne i deterministyczne, które są ze sobą związane i wzajemnie się uzupełniają [1]. Celem deterministycznych analiz bezpieczeństwa jest weryfikacja wypełniania funkcji bezpieczeństwa przez systemy, elementy konstrukcji i wyposażenia obiektu jądrowego podczas różnych stanów reaktora jądrowego. Deterministyczne analizy bezpieczeństwa, uzupełnione m.in. probabilistycznymi analizami bezpieczeństwa, stosowane są do wykazania, że konsekwencje radiologiczne występujące w różnych stanach reaktora jądrowego są akceptowalne, a co za tym idzie akceptowalne jest ryzyko związane z jego eksploatacją [2]. Weryfikacja ta odbywa się poprzez ocenę zgodności wyników analiz bezpieczeństwa z kryteriami akceptacji i wymaganiami określonymi w przepisach prawa [3], [4] i [5] oraz przyjętych normach technicznych. Analizy bezpieczeństwa są częścią wstępnego raportu bezpieczeństwa dołączanego do wniosku o wydanie zezwolenia na wykonywanie działalności związanej z narażeniem, polegającej na budowie, rozruchu, eksploatacji lub likwidacji obiektu jądrowego [6]. Analizy bezpieczeństwa podlegają ocenie i weryfikacji przez dozór jądrowy.

Deterministyczne analizy bezpieczeństwa wykonywane są dla wszystkich stanów obiektu jądrowego. W polskim porządku prawnym [4] wyróżnia się normalną eksploatację, przewidywane zdarzenia eksploatacyjne, awarie projektowe i rozszerzone warunki projektowe (obejmujące ciężkie awarie) jako stany obiektu jądrowego, podlegające deterministycznym analizom bezpieczeństwa, które rozróżnia się w zależności od częstości występowania pojedynczych postulowanych zdarzeń inicjujących przypisanych do nich. Postulowane zdarzenia inicjujące (PZI) to prawdopodobne uszkodzenia systemów, elementów konstrukcji i wyposażenia obiektu jądrowego oraz błędy ludzkie jakie mogą powstać podczas normalnej eksploatacji reaktora jądrowego.

W zależności od celu i zakresu wykonywanych deterministycznych analiz bezpieczeństwa prowadzi się różne rodzaje obliczeń, m.in. neutronowe, cieplno-przepływowe, radiologiczne. Najczęściej

korzysta się przy tym, ze specjalistycznych kodów obliczeniowych, co jest szczególnie przydatne w przypadku wykonywania deterministycznych analiz bezpieczeństwa dla ciężkich awarii. Kody obliczeniowe pozwalają na systematyczne prowadzenie obliczeń, uwzględniających występowania różnych zjawisk fizycznych i chemicznych oraz ich wzajemnych powiązań.

W deterministycznych analizach bezpieczeństwa wyróżnia się dwa podstawowe podejścia: zachowawcze i najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności [2] i [4]. Podejście zachowawcze jako pierwsze stosowane w deterministycznych analizach bezpieczeństwa bazuje na wykorzystaniu takich wartości parametrów wejściowych, które przy uwzględnieniu niepewności modelowania kodu obliczeniowego, niepewności dostępności i zachowania systemów reaktora zapewniają uzyskanie wyników obliczeń, będących reprezentacją najbardziej pesymistycznego zachowania systemów reaktora jądrowego w analizowanym scenariuszu awaryjnym. Analizy tego typu nadal stosowane są w przypadku obliczeń cieplno-przepływowych przewidywanych zdarzeń eksploatacyjnych i awarii projektowych [4]. Natomiast w przypadku bardziej skomplikowanych pod względem występowania, zmienności i wzajemnych powiązań zjawisk fizycznych i chemicznych występujących podczas ciężkich awarii, zalecane jest stosowanie podejścia najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności (ang. Best Estimate Plus Uncertainty - BEPU) [4]. Podejście najlepszego szacowania wykorzystuje realistyczne wartości parametrów wejściowych oraz istniejący stan wiedzy na temat zjawisk zachodzących podczas awarii. Unika się przy tym założeń nadmiernie konserwatywnych, które mogą skutkować uzyskaniem niewłaściwych wyników obliczeń [7]. W przypadku wykonywania analiz BEPU konieczne jest określenie niepewności związanych z przyjętymi wartościami parametrów wejściowych. Wykorzystanie metod BEPU wiąże się z koniecznością zaangażowania większych zasobów związanych z koniecznością kwantyfikacji niepewności parametrów wejściowych oraz koniecznością wykonania większej liczby obliczeń, niż w przypadku podejścia zachowawczego.

1.1. Motywacja rozprawy

Zgodnie z ustawą Prawo atomowe [3] deterministyczne analizy bezpieczeństwa ciężkich awarii są jednym z elementów wstępnego raportu bezpieczeństwa składanego przez inwestora, ubiegającego się o wydanie zezwolenia na budowę obiektu jądrowego. Zakres i sposób przeprowadzenia analiz bezpieczeństwa musi być właściwy pod kątem spełnienia wymagań

ustawy i rozporządzeń, które są powiązane, m.in. z wymaganiami dotyczącymi analiz probabilistycznych. Deterministyczne analizy bezpieczeństwa ciężkich awarii mają za zadanie wykazać spełnienie określonych celów i kryteriów akceptacji, służą ocenie adekwatności zastosowanych rozwiązań, są punktem wyjściowym do analiz reagowania kryzysowego i wsparciem dla analiz probabilistycznych. Sposób prowadzenia tych analiz jest w pewnych zakresach uregulowany, co dotyczy, m.in. konieczności zastosowania określonego podejścia, sprecyzowanych warunków początkowych i brzegowych oraz uwzględnienia konkretnych sekwencji awaryjnych.

Metody analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności zostały stworzone dla awarii projektowych, w czasie których występują głównie zjawiska ciepłno-przepływowe. W przypadku ciężkich awarii pojawiają się także inne rodzaje zjawisk, jak np. degradacja materiałów i ich utlenianie oraz uwalnianie substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego, a także zjawiska związane z zachowaniem radionuklidów w obiegu chłodzenia reaktora i w obudowie bezpieczeństwa. Mnogość zjawisk komplikuje możliwość praktycznego stosowania większości znanych metod BEPU w przypadku analiz ciężkich awarii. Ważnym aspektem, na który zwrócono uwagę w dokumencie [7] jest fakt, że analizowane w ramach ciężkich awarii sytuacje i zjawiska są często na skraju obecnej wiedzy naukowej lub poza nią. Ze względu na złożoność i różnorodność zjawisk zachodzących podczas ciężkiej awarii, niemożliwe jest stosowanie zachowawczego podejścia do analiz bezpieczeństwa, ponieważ założenia zachowawcze zastosowane w jednym obszarze symulacji awarii, mogą skutkować niezachowawczymi wynikami w innych obszarach, np. niedoszacowaniem znaczenia innych zjawisk. Dlatego też poszukuje się sposobu uzyskania wyników analiz ciężkich awarii, które dadzą pewność, że systemy bezpieczeństwa reaktora i rozwiązania dedykowane ciężkim awariom są zaprojektowane prawidłowo pod kątem możliwości wystąpienia różnorodnych warunków, a personel w razie konieczności będzie w stanie podjąć właściwe działania.

Polskie wymagania określone w rozporządzeniu projektowym [5] stanowią, że postulowane zdarzenia inicjujące (PZI) dla konkretnego projektu obiektu jądrowego w określonej lokalizacji, grupuje się według ich rodzajów i dla każdej z grup wybiera się, do szczegółowych analiz awarii, przypadki graniczne, które powodują największe zagrożenie dla fundamentalnych funkcji bezpieczeństwa. Prawidłowość pogrupowania i wyboru granicznych zdarzeń inicjujących potwierdza się poprzez analizę bezpieczeństwa. Wymaganie to jest istotne z dwóch powodów. Po pierwsze, nie jest konieczne dokonanie analizy wszystkich możliwych sekwencji awaryjnych, ale jedynie granicznych przypadków, co znacząco zawęża zakres

analizy. Po drugie, wybór przypadków granicznych musi zostać potwierdzony, np. za pomocą analizy najlepszego szacowania, co z kolei zmusza do rozszerzenia zakresu analizy i przeprowadzenia jej pod kątem kilku parametrów wyjściowych. Wszystko po to, aby móc ocenić czy wybrany przypadek faktycznie jest granicznym pod kątem różnych celów analiz podanych w rozdziale 5.4 niniejszej rozprawy doktorskiej. Ponadto w kontekście analiz bezpieczeństwa, ważne jest zapewnienie uzyskania marginesów bezpieczeństwa podczas wykonywania analiz bezpieczeństwa. Są one m.in. wprowadzane na etapie wyboru granicznych przypadków analiz, ale także podczas określania stanów reaktora w analizie PSA poziomu 1 oraz określania stanu obudowy bezpieczeństwa w analizie PSA poziomu 2. Marginesy bezpieczeństwa mogą być uwzględnione także w metodyce wykonywania analiz bezpieczeństwa.

Raport Międzynarodowej Agencji Energii Atomowej (ang. International Atomic Energy Agency – IAEA) [8] pochodzący z 2008 roku podaje, że metody analityczne opisane w rozdziałach 3.1, 3.2 i 3.3 niniejszej rozprawy doktorskiej, nie zostały jeszcze zastosowane w licencyjnych analizach ciężkich awarii. Jednak jak podano zastosowanie ich do instalacji eksperymentalnych udowodniło, że są one odpowiednie dla analiz awarii ciężkich. Ocenę tę potwierdzają także przeprowadzone własne badania [9], [10]. Zgodnie z wiedzą autora oraz analizą dostępnej dokumentacji licencyjnej reaktorów EPR (ang. European Pressurized Reactor) [11] i AP1000 (ang. Advanced Passive pressurized water reactor) [12], do dnia dzisiejszego metody te nie zostały wykorzystane w pełnym zakresie w licencyjnych analizach ciężkich awarii. W ramach prac badawczych nad wykorzystaniem analiz BEPU w analizach bezpieczeństwa ciężkich awarii prowadzony jest w Europie program MUSA (ang. Management and Uncertainties of Severe Accidents) [13], a w Stanach Zjednoczonych projekt SOARCA (ang. State-of-the-Art Reactor Consequences Analyses) [14]–[18]. Wadą metod BEPU jest wymóg przeprowadzenia wielu obliczeń, przez co ich praktyczne zastosowanie jest ograniczone. Zgodnie z raportem [8] przydatne jest wykorzystanie narzędzi matematycznych pozwalających ograniczyć liczbę wymaganych obliczeń. Dokonując analizy informacji zawartych w dokumentach IAEA można stwierdzić, że istnieją doświadczenia i narzędzia umożliwiające wykonanie deterministycznych analiz ciężkich awarii zgodnie z podejściem najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla bloków jądrowych. Natomiast praktyczna realizacja tego podejścia wymaga pogłębionych badań i eksperymentów.

1.2. Cel i zakres rozprawy

W toku dokonywania oceny bezpieczeństwa obiektu jądrowego, istotnym czynnikiem wpływającym na ostateczną decyzję o zaakceptowaniu ocen bezpieczeństwa lub ich kontynuowaniu, jest nabycie przekonania o tym, że wyniki mieszczą się w ustalonych kryteriach oceny. Z tego względu głównym celem rozprawy jest zaproponowanie metody wykonywania obliczeń najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności zdolną do zastosowania w przypadku analiz ciężkich awarii i możliwą do wykorzystania w działalności Państwowej Agencji Atomistyki. Należy przy tym uwzględnić złożoność przebiegu ciężkich awarii i mnogość występujących w ich trakcie zjawisk fizycznych i chemicznych. Nowa metodyka powinna zredukować konieczne do wykorzystania zasoby i zminimalizować wpływ użytkownika na uzyskane wyniki obliczeń. Kolejnym celem rozprawy jest przeprowadzenie weryfikacji zaproponowanej metody w przypadku scenariusza ciężkiej awarii. Zakres rozprawy obejmuje identyfikację ograniczeń oraz zalet wybranej metody propagacji niepewności parametrów wejściowych, w kontekście jej zastosowania dla ciężkich awarii oraz przegląd zakresów i rozkładów niepewności parametrów wejściowych proponowanych w dostępnej literaturze wraz z ich oceną.

1.3. Teza rozprawy doktorskiej

W toku prowadzonych badań postawiono następującą tezę:

Ciężkie awarie, mimo złożoności i wzajemnych powiązań zjawisk w nich występujących, mogą być analizowane metodą najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności, uwzględniając wpływ wszystkich istotnych zjawisk dla analizowanego scenariusza awaryjnego, redukując przy tym wpływ osądu inżynierskiego.

2. Deterministyczne analizy bezpieczeństwa dla ciężkich awarii reaktorów jądrowych

2.1. Pojęcie ciężkiej awarii

Polskie prawo [3] definiuje ciężką awarię jako „warunki awaryjne obiektu jądrowego, poważniejsze niż awarie projektowe, prowadzące do znaczącej degradacji rdzenia reaktora i mogące prowadzić do znaczących uwolnień substancji promieniotwórczych”. Ciężka awaria według IAEA [19] określona jest podobnie tzn., że jest to awaria bardziej poważna niż awaria projektowa i obejmuje znaczącą degradację rdzenia reaktora. Zarówno IAEA jak i polska ustawa nie definiuje czym jest znacząca degradacja rdzenia reaktora. Definicja amerykańskiego dozoru jądrowego (ang. U.S. Nuclear Regulatory Commission - US NRC) podana w [20] określa, że ciężka awaria to typ awarii, który może zagrozić systemom bezpieczeństwa na poziomie znacznie większym niż spodziewany. Brytyjski dozór jądrowy – ONR w dokumencie [7] definiuje ciężkie awarie jako sekwencje uszkodzeń, które mogą prowadzić albo do przekroczenia największych dopuszczalnych dawek promieniowania jonizującego na zewnątrz obiektu tzn. 100 mSv przy oszacowaniu konserwatywnym, albo do niezamierzonego przemieszczenia znacznych ilości materiałów promieniotwórczych w obrębie obiektu jądrowego, co stanowi zagrożenie dla integralności pozostałych barier fizycznych. Z kolei definicja ciężkiej awarii podana przez fiński dozór jądrowy – STUK w dokumencie [21] odnosi się do awarii, w której znaczna część paliwa w reaktorze traci swoją pierwotną strukturę. Wszystkie te definicje mają wspólną cechę, którą jest użycie stwierdzeń typu: znaczące, znaczne. Celem stosowania tych definicji jest wyeliminowanie spośród ciężkich awarii tych sekwencji awaryjnych, które powodują uszkodzenie paliwa, ale rozmiar tych uszkodzeń nie wpływa w istotny sposób na zdolności systemów bezpieczeństwa do wypełnienia swoich funkcji. Ciężkimi awariami zgodnie z tymi definicjami są sekwencje awaryjne, które wymagają od systemów obiektu jądrowego podjęcia takich działań, które w przypadku wystąpienia mniej poważnych awarii, nie muszą być podejmowane.

Zgodnie z powszechną najlepszą praktyką podaną w dokumencie [2], ciężkie awarie to sekwencje zdarzeń obejmujące jednoczesne wystąpienie postulowanego zdarzenia inicjującego wraz z wielokrotnymi uszkodzeniami lub bardzo rzadkie postulowane zdarzenia inicjujące, jak np. pęknięcie zbiornika ciśnieniowego reaktora. Drzewa uszkodzeń definiowane w Probabilistycznej Analizie Bezpieczeństwa (ang. PSA – Probabilistic Safety Analysis) dostarczają informacji na temat częstości występowania poszczególnych postulowanych

zdarzeń inicjujących. Natomiast drzewa zdarzeń zdefiniowane w PSA poziomie 1 definiują scenariusze zdarzeń prowadzące do ciężkich awarii.

Deterministyczne analizy ciężkich awarii stosowane są jako uzupełnienie analiz probabilistycznych poziomu 2, których celem jest określenie częstości wczesnych lub dużych uwolnień substancji promieniotwórczych do środowiska (ang. LERF – Large or Early Release Frequency). Aby określić wartość LERF, należy zsumować częstość występowania wszystkich sekwencji awaryjnych, które skutkują wczesnymi lub dużymi uwolnieniami substancji promieniotwórczych do środowiska. Deterministyczne analizy ciężkich awarii mają za zadanie określić, czy dany scenariusz powoduje wczesne lub duże uwolnienia substancji promieniotwórczych do środowiska. Wczesne oraz duże uwolnienia substancji promieniotwórczych do środowiska są zdefiniowane w ustawie – Prawo atomowe [3]. Wczesne uwolnienia substancji promieniotwórczych to takie, które wymagają podjęcia działań interwencyjnych poza terenem obiektu jądrowego, na których przeprowadzenie nie byłoby wystarczającego czasu. Natomiast duże uwolnienia substancji promieniotwórczych to takie, które wymagają podjęcia działań interwencyjnych poza terenem obiektu jądrowego, których przeprowadzenie nie byłoby ograniczone w przestrzeni lub w czasie. W celu oceny wielkości i czasu uwolnień substancji promieniotwórczych oraz stanu obudowy bezpieczeństwa, stosowane są kody systemowe dedykowane ciężkim awariom, takie jak MELCOR, ASTEC i MAAP [22]. Dlatego też analizy ciężkich awarii w niektórych krajach (m.in. w Stanach Zjednoczonych) są przypisywane do probabilistycznych analiz bezpieczeństwa poziomu 2 (w Stanach Zjednoczonych określanych jako PRA – Probabilistic Risk Assessment).

Postulowane zdarzenia inicjujące, które zapoczątkowują awarie można zgodnie z dokumentem [2] podzielić na kilka kategorii. Jedną z nich jest zmniejszenie ilości chłodziwa reaktora, która obejmuje różnego rodzaju nieszczelności i pęknięcia komponentów obiegu pierwotnego oraz niezamierzone otwarcie zaworu połączonego z obiegiem pierwotnym. Awarie tej kategorii są najczęściej analizowanymi postulowanymi zdarzeniami inicjującymi, które powodują zazwyczaj najpoważniejsze konsekwencje dla integralności rdzenia i obudowy bezpieczeństwa.

2.2. Wymagania dotyczące metod wykonywania deterministycznych analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii

Rozporządzenie o analizach [4] definiuje dwie metody wykonywania deterministycznych analiz bezpieczeństwa. Pierwsza metoda oparta jest na podejściu zachowawczym

i wykonywana jest, m.in. dla awarii projektowych. Cechą charakterystyczną tej metody jest stosowanie zachowawczych założeń dotyczących warunków początkowych i brzegowych. Druga metoda oparta na najlepszym szacowaniu stosowana jest dla ciężkich awarii. Realizowana jest na podstawie aktualnego stanu wiedzy na temat zjawisk zachodzących podczas sekwencji awaryjnej. Różni się od pierwszej metody wykorzystaniem realistycznych warunków początkowych i brzegowych wraz z określeniem ich niepewności [8].

Dokumenty [2] i [23] podają, że metoda najlepszego szacowania często stosuje ocenę niepewności wykonywanej z użyciem analizy parametrycznej. W takim przypadku prowadzonych jest wiele przypadków obliczeniowych, tworzonych poprzez losową niezależną zmianę parametrów wejściowych. W tym celu należy zdefiniować, które parametry wejściowe są niepewne oraz określić ich rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności. Powinno to zostać wykonane dla każdego zjawiska, które jest istotne dla analizy, np. bazując na tabeli identyfikacji i rankingu zjawisk (ang. Phenomena Identification and Ranking Table - PIRT). Należy pamiętać, że liczba zmiennych wejściowych powinna być dostosowana także do posiadanych możliwości obliczeniowych oraz wymagań prowadzonej analizy bezpieczeństwa.

Wymagania polskie podane w rozporządzeniu o analizach [4], odnoszące się do deterministycznych analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii, nakazują stosowanie założeń, danych, metod i kryteriów decyzyjnych opartych na najlepszym szacowaniu. Tam gdzie nie jest to możliwe, stosuje się zachowawcze podejście, uwzględniając niepewności w rozumieniu modelowanych procesów fizycznych. Metodyka najlepszego szacowania zdefiniowana jest jako analiza techniczna przeprowadzana na podstawie istniejącego stanu wiedzy o zjawiskach zachodzących w systemach i procesach technologicznych, w której, tam gdzie istnieją niepewności, unika się założeń nadmiernie zachowawczych, a niemających uzasadnienia technicznego dającą najbardziej prawdopodobne wartości. Polskie wymagania [4] stanowią ponadto, że w analizach deterministycznych bezpieczeństwa awarii obiektów jądrowych, poważniejszych niż awarie projektowe, określa się zapasy bezpieczeństwa obiektu.

Polskie wymagania określone w rozporządzeniu projektowym [5] stanowią, że postulowane zdarzenia inicjujące dla konkretnego projektu obiektu jądrowego w określonej lokalizacji, grupuje się według ich rodzajów i dla każdej z grup wybiera się, do szczegółowych analiz awarii, przypadki graniczne, które powodują największe zagrożenie dla fundamentalnych funkcji bezpieczeństwa. Prawidłowość pogrupowania i wyboru granicznych zdarzeń inicjujących potwierdza się poprzez analizę bezpieczeństwa.

Zalecenia brytyjskie [7] dotyczące prowadzenia deterministycznych analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii wskazują konieczność stosowania podejścia najlepszego szacowania zarówno do analizy warunków jakie wystąpią podczas awarii jak i konsekwencji radiologicznych awarii. W dokumencie stwierdzono jednoznacznie, że stosowanie konserwatyzmu (normalnie związanego z awariami projektowymi) może łatwo wpłynąć na niewłaściwą odpowiedź kodu obliczeniowego. Ze względu na złożoność i różnorodność zjawisk fizycznych występujących podczas ciężkiej awarii, założenia konserwatywne zastosowane w jednym obszarze, mogą skutkować niezachowawczymi wynikami w innych obszarach, np. niedoszacowaniem znaczenia innych zjawisk. Brytyjski dozór jądrowy twierdzi, że analiza najlepszego szacowania potwierdza właściwy wynik jedynie na poziomie prawdopodobieństwa 50% [7]. Dlatego w przypadku niepewnych zjawisk fizycznych konieczne jest określenie poziomu tych niepewności. Zazwyczaj istnieją możliwości postępu awarii, które silnie zależą od typu i czasu działań przeprowadzonych przez operatora. W celu zbadania możliwych scenariuszy i ostatecznego wyboru jednego z tych wariantów należy stosować analizy niepewności.

Zalecenia fińskie podane w dokumencie [21] nakazują, aby analizy bezpieczeństwa wykazały z dużą pewnością spełnienie wymagań bezpieczeństwa, a niepewności w wynikach powinny być uwzględnione podczas dokonywania oceny spełnienia wymagań bezpieczeństwa. Analizując ciężkie awarie, może być stosowana metoda najlepszego szacowania odnośnie założeń stanu początkowego bloku jądrowego i zachowania systemów reaktora. Natomiast w analizach ciężkich awarii zastosowanie metody najlepszego szacowania nie musi być uzupełnione analizą niepewności. Definicja metody najlepszego szacowania podana w dokumencie [21] stanowi, że jest to metoda przygotowania analiz bezpieczeństwa, gdzie fizyczne modelowanie każdego zjawiska jest na tyle rzeczywiste, na ile jest to możliwe, a założenia początkowe do analizy są wybrane realistycznie.

Podejście stosowane w Stanach Zjednoczonych jest w dużej mierze inne niż to stosowane w krajach europejskich. Podejście amerykańskie do licencjonowania reaktorów energetycznych w zakresie ciężkich awarii oparte jest na dokumencie [24], który z góry definiuje człon źródłowy (poprzez procentowy skład izotopowy rdzenia) i czas występowania poszczególnych zjawisk. Podejście to prowadzi do otrzymania konserwatywnego członu źródłowego, który wykorzystywany jest do liczenia konserwatywnych dawek promieniowania jonizującego w wyznaczonych miejscach na zewnątrz obiektu jądrowego. Wyniki obliczeń porównuje się z ustalonymi kryteriami akceptacji, które dzięki zastosowaniu podejścia konserwatywnego nie mogą być wprost porównane co do wartości z kryteriami obowiązującymi w Europie.

Dokumenty IAEA (na których często wzorowane są wymagania krajów europejskich) zawierają szereg informacji na temat analiz ciężkich awarii, w tym istotnych informacji na temat praktycznego wykonywania analiz. Dokument [25] w punkcie 5.27 stanowi, że deterministyczne analizy bezpieczeństwa dla rozszerzonych warunków projektowych (które obejmują także ciężkie awarie) mogą być przeprowadzone z użyciem podejścia najlepszego szacowania. Dokument SSG-2 Rev.1 (ang. Specific Safety Guide No. SSG-2 Rev. 1) [2] podaje, że podejście najlepszego szacowania zapewnia bardziej realistyczne informacje o fizycznym zachowaniu reaktora, identyfikowanie najważniejszych zagadnień bezpieczeństwa i dostarczenie informacji o istniejących marginesach pomiędzy wynikami obliczeń i kryteriami akceptacji. Niepewności w wynikach obliczeń należy określać, wykorzystując wyniki eksperymentów. W dokumencie [2] podano, że niepewności parametrów powiązanych z wynikami kodu komputerowego mogą być określone wraz z tabelą PIRT dla każdego zdarzenia, które jest analizowane. Jest to proces, w którym kilku ekspertów przeprowadza ocenę, aby ustalić ranking ważności najbardziej istotnych zjawisk dla rozważanych scenariuszy. Ranking powinien zidentyfikować najważniejsze zjawiska, dla których musi być zapewniona stosowalność kodu.

2.3. Źródła niepewności deterministycznych analiz bezpieczeństwa

Ocena niepewności jest według dokumentu [2] niezbędnym elementem prowadzenia obliczeń najlepszego szacowania. Niepewność wyników obliczeń uzyskanych za pomocą kodów obliczeniowych pochodzi z nieuniknionych przybliżeń stosowanych w modelowaniu, w tym niewłaściwej wiedzy na temat wielkości szeregu parametrów wejściowych. Dlatego zgodnie z dokumentem [2] niepewności wyników obliczeń należy zawsze podawać, gdy w analizach deterministycznych stosowane jest podejście najlepszego szacowania. Ocena niepewności powinna zawierać niepewności wynikające zarówno z modelu jak i stosowanej metody numerycznej. Połączony efekt obu niepewności może być oceniony z użyciem danych eksperymentalnych lub poprzez porównanie ze zwalidowanymi kodami obliczeniowymi.

Dokument [23] wskazuje na trzy główne źródła niepewności w analizach bezpieczeństwa:

- **niepewności kodu**, związane z modelami i korelacjami, schematem obliczeniowym, opcjami modelu, niemodelowanymi procesami, biblioteką danych i brakami w kodach;
- **niepewności metod numerycznych**, związane z niemożnością modelowania rzeczywistego zachowania bloku jądrowego z powodu uproszczenia skomplikowanej

geometrii, efektów trójwymiarowych, efektów skalowania oraz uproszczenia systemów, itd.;

- **niepewności modelowanego obiektu**, związane z błędami pomiarowymi, wartościami nastaw i charakterystyk pracy urządzeń i systemów oraz monitorowaniem zachowania rzeczywistego bloku jądrowego.

Dodatkowym źródłem niepewności jest efekt użytkownika, który może być związany z trzema wcześniejszymi źródłami niepewności. Zgodnie z publikacją [26] niepewność ta wynika, z faktu, że użytkownik kodu obliczeniowego ma dowolność w doborze aktywnych modeli kodu obliczeniowego oraz wprowadzaniu parametrów charakteryzujących obiekt, np. wymiarów geometrycznych. Ponadto każdy użytkownik kodu może w inny sposób podejść do rozwiązania problemu, w tym wyboru nodalizacji (ułożenia i powiązań pomiędzy węzłami obliczeniowymi). Wpływ wybranego rozkładu węzłów obliczeniowych można zredukować, stosując przewodnik najlepszych praktyk modelowania w danym kodzie obliczeniowym. Do tej pory nie powstał taki przewodnik dla kodu MELCOR (ang. Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases), który wykorzystywany jest w niniejszej rozprawie do zobrazowania specyfiki numerycznego modelowania ciężkich awarii w reaktorach jądrowych.

3. Przegląd stosowanych metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Deterministyczne analizy bezpieczeństwa są wykorzystywane do oceny projektu reaktora jądrowego, aby wykazać że reaktor odpowiada w bezpieczny sposób na postulowane zdarzenie inicjujące. PZI analizowane w ramach projektu reaktora jądrowego obejmują, m.in. awarie z utratą chłodziwa, w której w miarę postępu zdarzeń występują różne warunki odbioru ciepła z rdzenia, w tym zjawiska dwufazowe. W przypadku ciężkich awarii po początkowej fazie awarii zdominowanej przez zjawiska cieplno-przepływowe, pojawiają się zjawiska związane z degradacją materiałów rdzenia i transportem substancji promieniotwórczych w obiegu chłodzenia reaktora i obudowie bezpieczeństwa. Zjawiska te charakteryzują się wzajemnym powiązaniem oraz znaczną nieliniowością i możliwością pojawienia się gwałtownych zmian wartości parametrów. Dlatego awarie takie mogą być modelowane z większą dokładnością przez kody komputerowe. Niemniej jednak modele tworzone za pomocą kodów obliczeniowych przybliżają jedynie zachowanie fizyczne reaktora jądrowego, a metody rozwiązywania równań je opisujących są przybliżone. W efekcie przewidywania kodu obliczeniowego nie są dokładne i są obarczone niepewnością. W związku z tym, jeżeli do oceny zachowania reaktora stosowane są kody najlepszego szacowania, konieczne było opracowanie metod analizy niepewności w celu oszacowania marginesów bezpieczeństwa. Pierwotnie analizy BEPU zostały stworzone z przeznaczeniem do stosowania dla awarii projektowych. Szczególnym bodźcem rozwoju tych metod była rewizja przepisów US NRC w 1989 roku, mająca na celu stosowanie realistycznych modeli z kwantyfikacją niepewności we wnioskach o licencję na systemy awaryjnego chłodzenia rdzenia (ang. ECCS - Emergency Core Cooling Systems) [26].

Wyróżnić można następujące metody BEPU:

- propagacja niepewności parametrów wejściowych i
- ekstrapolowanie niepewności parametrów wyjściowych,

które mogą być realizowane za pomocą metod deterministycznych lub probabilistycznych.

3.1. Probabilistyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych

Probabilistyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych obejmują, m.in. następujące metody: CSAU (ang. Code Scaling, Applicability and Uncertainty), GRS (niem. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit), ENUSA (hiszp. Empresa Nacional del Uranio, SA), GSUAM (ang. Generic Statistical Uncertainty Analysis Methodology). Wspólne cechy tych metod to konieczność identyfikacji modelowanego reaktora jądrowego, kodu obliczeniowego i analizowanego scenariusza awaryjnego oraz identyfikacja niepewności związana z warunkami początkowymi i brzegowymi oraz parametrami wewnętrznymi kodu obliczeniowego. Ponadto metody te stosują w obliczeniach ograniczoną liczbę niepewności wejściowych. Zakres zmienności parametrów wejściowych jest określany zazwyczaj za pomocą testów pojedynczych zjawisk (ang. Separate Effect Tests – SET). Stan wiedzy na temat każdego parametru wejściowego jest wyrażony rozkładem gęstości prawdopodobieństwa [26].

3.1.1. CSAU (ang. Code Scaling, Applicability and Uncertainty)

Metoda CSAU została stworzona przez amerykańską komisję dozoru jądrowego – US NRC, aby wykazać możliwość przeprowadzenia analizy najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla awarii projektowych. Celem metody CSAU jest zbadanie niepewności parametrów wyjściowych związanych z bezpieczeństwem. Przed wykonaniem analizy przeprowadzana jest ocena przydatności kodu do wybranego scenariusza awaryjnego. Eksperti identyfikują wszystkie istotne zjawiska występujące podczas awarii oraz oceniają stan ich znajomości i zdolność kodu do ich modelowania na podstawie danych eksperymentalnych oraz obliczeń wykonanych za pomocą wykorzystywanego kodu obliczeniowego. Jest to tak zwana tabela identyfikacji i rankingu zjawisk - PIRT. Na podstawie PIRT i dokumentacji kodu oceniana jest możliwość zastosowania kodu obliczeniowego do danego scenariusza awaryjnego. Do analizy CSAU wybierane są tylko parametry wejściowe ważne dla zjawisk, którym przypisano wysoki ranking. Wybór ten oparty jest na ocenie wpływu tych parametrów na parametry wyjściowe. W metodzie CSAU wprowadza się dodatkowe odchylenia parametrów wyjściowych, aby uwzględnić niepewności innych parametrów wejściowych nieuwzględnionych w obliczeniach wrażliwości [26].

W dwóch analizach awarii projektowych wykorzystujących metodę CSAU przeprowadzonych do 2008 roku, które dotyczyły awarii dużej utraty chłodziwa reaktora (ang. Large-Break

Loss-Of-Coolant Accident - LB-LOCA) dla reaktora jądrowego projektu Westinghouse i małej utraty chłodziwa dla reaktora projektu Babco&Wilcox wykorzystano jednorodny i normalny rozkłady gęstości prawdopodobieństwa [26]. W przypadkach demonstracyjnych były to tylko parametry skalarne, takie jak maksymalna temperatura koszulki paliwowej (ang. Peak Cladding Temperature - PCT) lub minimalny zapas wody i nie uwzględniano zmienności parametrów w czasie. W 2014 roku opublikowano analizę oczekiwanego stanu przejściowego bez wyłączenia reaktora (ang. Anticipated Transient Without Scram - ATWS) w reaktorze BWR przeprowadzoną z wykorzystaniem metodologii CSAU [27]. Dla 15 z 22 wykorzystanych w niej parametrów wejściowych przyjęto jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

3.1.2. GRS (niem. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit)

Metoda GRS została stworzona przez niemiecką organizację wsparcia technicznego niemieckich dozorców jądrowych. Celem analizy niepewności jest po pierwsze identyfikacja i określenie wszystkich parametrów potencjalnie wpływających na niepewność. Propagacja niepewności parametrów wejściowych przez obliczenia wykonywane za pomocą kodu obliczeniowego zapewniają rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres parametrów wyjściowych kodu. Centralną częścią metody GRS jest zestaw technik statystycznych. Zaletą stosowania tych technik jest to, że liczba potrzebnych obliczeń kodu jest niezależna od liczby niepewnych parametrów wejściowych, a określa się ją za pomocą twierdzenia Wilksa [28].

W metodzie GRS, stan wiedzy o wszystkich parametrach wejściowych jest określony za pomocą zakresu i rozkładu niepewności [29]. W celu uzyskania informacji o niepewnościach wyników kodu obliczeniowego, konieczne jest przeprowadzenie pewnej liczby pojedynczych obliczeń. Dla każdego z tych obliczeń, wszystkie zidentyfikowane niepewne parametry wejściowe są jednocześnie zmieniane. Niepewne parametry wejściowe to parametry modeli wewnętrznych kodu, warunki początkowe i brzegowe, wartości numeryczne itd. Niepewności modelu są określane poprzez dodanie lub pomnożenie korelacji przez czynnik korygujący lub poprzez zestaw alternatywnych korelacji modelu. Wyniki walidacji kodu są podstawą określania niepewności parametrów wejściowych.

W celu ilościowej kwantyfikacji wpływu zmian wartości parametrów wejściowych na uzyskane wyniki stosuje się narzędzia statystyczne. Ponieważ liczba obliczeń jest niezależna od liczby niepewnych parametrów wejściowych, nie jest konieczne uszeregowanie a priori parametrów wejściowych w celu zmniejszenia ich liczby w celu obniżenia kosztów obliczeń.

Metoda opiera się wyłącznie na rzeczywistych obliczeniach kodu bez stosowania przybliżeń, takich jak dopasowane powierzchnie odpowiedzi (ang. fitted response surfaces).

3.1.3. ENUSA (hiszp. Empresa Nacional del Uranio, SA)

Metoda opracowana przez Empresa Nacional del Uranio, SA (ENUSA) z Hiszpanii, jest w zasadzie taka sama jak metoda GRS i założenia metody CSAU. Podobnie jak w metodzie GRS stosowane jest twierdzenie Wilksa, bez wykorzystania powierzchni odpowiedzi. Dzięki zastosowaniu procesu PIRT liczba parametrów wejściowych została w praktycznym przypadku wykorzystania tej metody [30] ograniczona do 26. Przyczyną stosowania tego podejścia było ograniczenie pracochłonności wyznaczania rozkładów gęstości prawdopodobieństwa danych wejściowych. W związku z tym wszystkie informacje podane w odniesieniu do metody GRS są stosowane do metody ENUSA [8].

3.1.4. GSUAM (ang. Generic Statistical Uncertainty Analysis Methodology)

Metodologia GSUAM stanowi metodę niepewności opracowaną przez firmę Siemens. Metoda została wykorzystana do wsparcia procesu wydawania zezwolenia bloku jądrowego Angra 2. Celem metody GSUAM jest ocena niepewności wartości punktowych parametrów wyjściowych takich jak, np. maksymalna temperatura koszulki paliwowej (ang. Peak Cladding Temperature -PCT), a nie parametrów zależnych od czasu. Trzy zidentyfikowane główne źródła niepewności wyników obliczeń dla metody GSUAM to kod obliczeniowy, warunki bloku jądrowego i warunki paliwowe. Największe źródło niepewności stanowi pierwsze z nich. Niepewności są kwantyfikowane na podstawie porównania danych eksperymentalnych i wyników obliczeń zgodnie z podejściem podobnym do UMAE, które opisano w rozdziale 3.1.3). Po określeniu wejściowych parametrów niepewności i związanego z nimi zakresu niepewności przeprowadza się badania wrażliwości w celu uwzględnienia pozostałych źródeł niepewności. W celu połączenia niepewności uzyskanych z trzech źródeł niepewności używana jest metoda statystyczna [8].

3.2. Deterministyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych

Wspólne cechy deterministycznych i probabilistycznych metod propagacji niepewności parametrów wejściowych to:

- identyfikacja kodu obliczeniowego, bloku jądrowego i stanu przejściowego oraz
- identyfikacja niepewności dla warunków początkowych i brzegowych, parametrów modelowych, bloku jądrowego i paliwa jądrowego.

Cechą szczególną metod deterministycznych jest ilościowe określenie niepewności parametrów wejściowych. W metodach tych nie stosuje się rozkładów gęstości prawdopodobieństwa, a zamiast tego określa się rozsądne zakresy niepewności i wartości graniczne, które uwzględniają między innymi odpowiednie dostępne dane eksperymentalne. Kwantyfikacja niepewności wartości wyjściowych kodu obliczeniowego są deterministyczne, a nie probabilistyczne [8].

3.2.1. AEAT (AEA Technology plc)

Metoda AEAT uwzględnia deterministyczny charakter większości analizowanych procesów i nie wykorzystuje procedur statystycznych. Dla analizowanego scenariusza eksperci identyfikują istotne zjawiska i wybierają najważniejsze parametry niepewności. Dla każdego wybranego parametru wejściowego podaje się fizyczne uzasadnienie, tj. dlaczego może się on przyczynić do niepewności analizowanych parametrów wyjściowych. Dla każdego parametru określany jest rozsądny przedział niepewności, zdefiniowany jako najmniejszy zakres wartości, który obejmuje wszystkie wartości, dla których istnieje uzasadnienie, że są one zgodne z dostępnymi danymi eksperymentalnymi. Kwantyfikacja niepewności wspierana jest zazwyczaj za pomocą testów pojedynczych zjawisk - SET. W celu przeprowadzenia analiz tworzone są graniczne modele obliczeniowe, które dla każdej kombinacji parametrów przewidują dolne i górne limity ocenianego parametru wejściowego. W metodzie AEAT nie stosuje się żadnej ogólnej metody oceny zakresu zmienności parametrów wyjściowych.

Wykonywane są obliczenia kodu obliczeniowego z pojedynczymi lub wieloma zmianami parametrów wejściowych w celu identyfikacji połączonych zmian parametrów, które można uznać za maksymalizujące i minimalizujące wartość parametru wyjściowego, uzyskując w ten sposób rozsądne graniczne zakresy zmienności. Oznacza to, że liczba pojedynczych obliczeń

kodu rośnie wraz z liczbą parametrów wejściowych. Dla każdego parametru przypisuje się dwie wartości inne niż wartość domyślna kodu, co skutkuje koniecznością wykonania około $2n+1$ pojedynczych obliczeń, dla n parametrów wejściowych [8].

3.3. Metody ekstrapolowania niepewności parametrów wyjściowych

Metoda ekstrapolowania niepewności parametrów wyjściowych (ang. Uncertainty Methodology based on Accuracy Extrapolation - UMAE) nie skupia się na ocenie niepewności poszczególnych parametrów, ale na bezpośrednim skalowaniu danych z dostępnej bazy eksperymentalnej, obliczeniu ostatecznej niepewności poprzez ekstrapolowanie dokładności ocenionej z odpowiednich testach połączonych zjawisk (ang. Integral Effect Tests – IET) do bloku jądrowego dużej mocy.

Bezpośrednia ekstrapolacja danych z eksperymentów w małej skali na skalę reaktora jest trudna ze względu na niedoskonałe kryteria skalowania przyjęte w projektowaniu w każdej zeskalowanej instalacji eksperymentalnej. W związku z tym ekstrapolowana jest jedynie dokładność, czyli różnica pomiędzy wielkościami mierzonymi i obliczonymi. Dane eksperymentalne i wyniki obliczeń w obiektach o różnej skali są wykorzystywane do wykazania, że zjawiska fizyczne i możliwości kodu do przewidywania ważnych zjawisk nie zmieniają się wraz ze wzrostem wymiarów obiektu.

Uniwersytet w Pizie stworzył metodę możliwości wewnętrznej oceny niepewności (ang. Capability of Internal Assessment of Uncertainty - CIAU). Podstawową cechą metody CIAU jest uwzględnienie stanu reaktora jądrowego. Każdy stan reaktora jest scharakteryzowany za pomocą sześciu parametrów (tj. hipersześcianu) oraz wartością czasu jaki upłynął od rozpoczęcia stanu przejściowego. Dla reaktora PWR te sześć parametrów to:

1. ciśnienie w górnej komorze mieszania,
2. ilość chłodziwa w obiegu pierwotnym,
3. ciśnienie w stabilizatorze ciśnienia,
4. temperatura koszulki paliwowej na wysokości 2/3 aktywnej części rdzenia,
5. moc rdzenia reaktora,
6. poziom wody w szczelinie opadowej wytwornicy pary.

Metoda CIAU wiąże niepewności z każdym stanem obiektu. Hipersześcian i czas charakteryzują unikalny stan obiektu w celu oceny niepewności. Wszystkie stany obiektu jądrowego charakteryzują się macierzą hipersześcianów i wektorem przedziałów czasowych.

Na każdy punkt krzywej opisującej zmienność wartości parametru wyjściowego w czasie wpływa niepewność ilościowa i niepewność czasowa. Każdy punkt krzywej może przyjąć dowolną wartość w obrębie prostokąta wyznaczonego przez niepewności ilościową i czasową. Wartość niepewności – odpowiadające każdej krawędzi prostokąta – można określić w kategoriach probabilistycznych [8].

3.4. Porównanie stosowanych metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

W tabeli 3.1. zestawiono porównanie głównych cech opisanych wcześniej metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności. Do zestawienia wybrano metody charakterystyczne dla zdefiniowanych wcześniej grup, tj. dwie probabilistyczne metody propagacji niepewności parametrów wejściowych czyli metoda GRS opisana w rozdziale 3.1.2 i metoda CSAU opisana w rozdziale 3.1.1; metoda AEAT jako przykład deterministycznej metody propagacji niepewności parametrów wejściowych, która jest opisana w rozdziale 3.2.1) oraz metoda ekstrapolowania niepewności parametrów wejściowych nazwana w tabeli 3.1. metodą CIAU opisaną w rozdziale 3.3.

Tabela. 3.1. Porównanie najważniejszych cech metod niepewności (opracowanie na podstawie dokumentu [8]).

Cecha	GRS	CSAU	AEAT	UMAE/CIAU
Określenie parametrów wejściowych i ich zakresów zmienności	Eksperci	Eksperci	Eksperci	Niepewność określa ekstrapolacja danych eksperymentalnych
Wybór wartości parametrów wejściowych z określonego zakresu	Wybór losowy	Eksperci	Eksperci	Nie jest potrzebne
Uwzględnienie wpływu stanu wiedzy na rozkład gęstości	Tak	Tak	Nie	Nie

prawdopodobieństwa parametrów wejściowych				
Liczba pojedynczych obliczeń kodu niezależna od liczby parametrów wejściowych	Tak	Nie	Nie	Tak
Liczba pojedynczych obliczeń kodu zastosowana w praktyce	59; 100	8; 34	22; 50	Okolo 20
Liczba parametrów wejściowych zastosowana w praktyce	Okolo 50	7; 8	7; 9	Nie ma zastosowania
Analizowane parametry wyjściowe mają wartości ciągłe	Tak	Nie	Tak	Tak
Miary wrażliwości parametrów wejściowych na parametry wyjściowe	Tak	Nie	Nie	Nie

Zgodnie z [23] analizy porównawcze tych metod przeprowadzone w ramach projektu prowadzonego przez Agencję Energii Jądrowej przy Organizacji Współpracy Gospodarczej i Rozwoju (ang. Nuclear Energy Agency Organisation for Economic Cooperation and Development - NEA OECD) wskazały, że główne różnice pomiędzy przewidywaniami uzyskanymi z zastosowaniem tych metod pochodziły z wyboru parametrów niepewności i przyjmowanych dla nich rozkładów i zakresów niepewności. Wszystkie metody z powodzeniem stosowane były dla awarii projektowych i zjawisk ciepłno-przepływowych. Metoda CIAU póki co ma zastosowanie jedynie dla analiz najlepszego szacowania z oceną niepewności wykonywanych dla awarii projektowych. Nie zastosowano jej jeszcze do analiz ciężkich awarii, a największym problemem jest względnie nieduża baza danych eksperymentalnych dotyczących ciężkich awarii. Ponadto metodologia ta wymagałaby modyfikacji i rozszerzenia hipersześcianu.

Analizę zaprezentowanych w tabeli 3.1. metod pod kątem ich zastosowania w analizach najlepszego szacowania ciężkich awarii przeprowadzono w rozdziale 4.1.5.

4. Metodyka wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla ciężkich awarii

4.1. Podstawowe kroki wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Zgodnie z dokumentem [8] proces wykonywania analiz BEPU składa się z siedmiu podstawowych kroków:

- A. Wybór reaktora jądrowego i scenariusza awaryjnego podlegającego analizie
- B. Charakterystyka scenariusza awaryjnego i identyfikacja ważnych zjawisk
- C. Wybór kodu obliczeniowego
- D. Przygotowanie i kwalifikacja modelu matematycznego analizowanego reaktora jądrowego
- E. Wybór metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności
- F. Zastosowanie metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności
- G. Porównanie uzyskanych wyników obliczeń z kryteriami akceptacji

Rozprawa skupia się na krokach E, F i G procesu wykonywania analiz BEPU, które wskazano na rysunku 4.1 poniżej.



Rys. 4.1. Siedem podstawowych kroków wykonywania analiz BEPU.

4.1.1. Wybór reaktora jądrowego i scenariusza awaryjnego podlegającego analizie

Krok ten zazwyczaj definiowany jest potrzebą, czyli np. koniecznością uzyskania zezwolenia na budowę danego reaktora jądrowego. Analizy BEPU nie obejmują zmienności stochastycznej wynikającej z możliwości uszkodzenia komponentów reaktora. Prawdopodobieństwo uszkodzenia komponentu systemu bloku jądrowego jest częścią probabilistycznych analiz bezpieczeństwa i wykorzystywane jest do określenia scenariusza zdarzeń wykorzystywanego w analizie bezpieczeństwa. W praktyce zatem założenia dotyczące niedostępności poszczególnych systemów reaktora podlegają osobnej ocenie niepewności i nie są przedmiotem deterministycznej analizy bezpieczeństwa.

4.1.2. Charakterystyka scenariusza awaryjnego i identyfikacja ważnych zjawisk

Każdy analizowany scenariusz awaryjny można podzielić na fazy, które zależą od ogólnego przebiegu scenariusza. Na przykład awaria LB LOCA charakteryzuje się fazami wydmuchu, ponownego napełniania i zalewania. Dla ciężkich awarii można zdefiniować, m.in. fazę wczesnego uszkodzenia rdzenia i późną fazę degradacji rdzenia, które można podzielić na bardziej szczegółowe zjawiska. Chociaż niektóre zjawiska są łatwo identyfikowalne, to czasami występuje wiele dodatkowych zjawisk, które wymagają klasyfikacji pod kątem ich wpływu na przebieg scenariusza awaryjnego. Zjawiska są klasyfikowane za pomocą procesu PIRT. W przypadku metod BEPU wykorzystujących twierdzenie Wilksa proces PIRT nie jest wymagany, ponieważ nie istnieje konieczność redukcji liczby parametrów wejściowych [8].

W procesie PIRT w pierwszej kolejności identyfikowane są występujące zjawiska, wraz z odpowiednimi komponentami instalacji, a następnie klasyfikowane dla danego projektu reaktora jądrowego i scenariusza awaryjnego. Identyfikacja i ranking zjawisk powinny być uzasadnione i udokumentowane. Przyczyną prowadzenia PIRT jest fakt, że na zachowanie reaktora jądrowego podczas stanów przejściowych nie wszystkie zjawiska i procesy wpływają w jednakowym stopniu. Proces ten pozwala zredukować liczbę parametrów wejściowych analizy [8].

Właściwa wiedza i zrozumienie danego scenariusza awaryjnego stanowi jedno z podstawowych wymagań właściwie przeprowadzonej analizy niepewności. Ponadto charakterystyka scenariusza awaryjnego jest istotna dla oceny stosowalności kodu obliczeniowego, interpretacji uzyskanych wyników obliczeń, projektowania instalacji

eksperymentalnych, a także interpretacji wyników pomiarów w instalacjach eksperymentalnych [8].

Kluczowe dla interpretacji scenariusza awaryjnego są:

- identyfikacja zjawisk,
- zjawiska specyficzne dla danego scenariusza awaryjnego,
- warunki początkowe,
- narzucona sekwencja zdarzeń,
- warunki brzegowe,
- przebiegi czasowe i wynikająca z nich sekwencja głównych zdarzeń,
- zakresy zmian analizowanych parametrów wyjściowych.

W zależności od celów analizy scenariusza awaryjnego, tj. zachowania pojedynczego urządzenia lub komponentu instalacji, pojedynczego zjawiska lub obiektu jądrowego jako całości, charakterystyka scenariusza awaryjnego może wymagać analizy od kilku do nawet kilkuset parametrów wejściowych [8].

Okna zjawisk (ang. Phenomenological windows) to okresy podczas określonego stanu przejściowego, gdy występuje pojedyncze zjawisko lub gdy występuje ograniczona liczba dominujących zjawisk lub też gdy pojedynczy komponent lub urządzenie instalacji jest w głównej mierze odpowiedzialne za zachowanie systemu [8]. Celem wprowadzenia okien zjawisk do analizy jest potrzeba uproszczenia samej analizy poprzez podzielenie skomplikowanego i zmiennego w czasie analizowanego scenariusza awaryjnego na prostsze i jednorodne części. Wewnątrz każdego okna zjawisk dokonywana jest identyfikacja występujących w nim zjawisk. Zestaw zjawisk może być zaczerpnięty z publikacji NEA OECD, np. [31]–[33]. Identyfikacja zjawisk jest, m.in. niezbędna do oceny przydatności kodu obliczeniowego do danego zastosowania. Należy przy tym sprawdzić czy dane zjawisko, w tym jego skalowanie mieści się w zakresie walidacji wykorzystywanego kodu obliczeniowego [8].

Charakterystyka scenariusza awaryjnego wykorzystanego do weryfikacji zaproponowanej metodyki została opisana w rozdziale 5.1 wraz z identyfikacją występujących w jego trakcie najważniejszych zjawisk.

4.1.3. Wybór kodu obliczeniowego

Wybrany kod obliczeniowy powinien być właściwy do konkretnego zastosowania, czyli analizy projektu reaktora jądrowego w danej technologii oraz wybranego scenariusza awaryjnego charakteryzującego się występowaniem zidentyfikowanych zjawisk. Stosowalność każdego kodu obliczeniowego jest bezpośrednio związana z obszarem stosowalności korelacji i modeli, które wykorzystuje. Zgodnie z wymaganiami polskiego prawa [4] oraz powszechną praktyką światową [2] wszelkie metody i kody obliczeniowe stosowane do deterministycznych analiz bezpieczeństwa należy weryfikować i walidować. Procesy te pozwalają ocenić adekwatność i wiarygodność stosowania poszczególnych kodów obliczeniowych w konkretnych zastosowaniach.

Weryfikacja kodu obliczeniowego powinna obejmować wykazanie, że zastosowane metody numeryczne i wykorzystane korelacje są właściwie zaimplementowane w kodzie i właściwie rozwiązują równania matematyczne opisujące zjawiska fizyczne i chemiczne. Ponadto ważne jest, aby kod obliczeniowy dysponował stosowną dokumentacją opisującą zaimplementowane w nim modele oraz zakres ich stosowania wraz z zaleceniami dotyczącymi modelowania. Dokument [2] w rozdziale 5 definiuje weryfikację i walidację kodów obliczeniowych oraz formułuje wymagania odnoszące się do tych procesów.

Walidacja kodu obliczeniowego służy ocenie jego zdolności do odwzorowania rzeczywistości poprzez rozwiązywanie właściwych równań matematycznych i zdolność do modelowania poszczególnych zjawisk fizycznych i chemicznych. Wyniki uzyskane za pomocą kodu obliczeniowego porównuje się z danymi eksperymentalnymi. Walidacja jest niezbędnym procesem dla każdego nowego wydania kodu obliczeniowego oraz impulsem do jego rozwoju. Celem walidacji może być także określenie dopuszczalnego zakresu zmian wartości parametrów wewnętrznych kodu obliczeniowego. Walidacja jest ważnym procesem, który weryfikuje czy zastosowane w kodach obliczeniowych równania empiryczne zapewniają właściwą zgodność modelowania z rzeczywistością.

Zgodnie z dokumentem [2] można wyróżnić cztery główne typy testów służące do oceny poprawności wykonywania obliczeń za pomocą kodów obliczeniowych:

- Testy podstawowe (ang. Basic Tests - BT), które mają na celu zbadać podstawowe zjawiska mechaniki płynów, wymiany ciepła, transportu aerozoli i inne. Wyniki tych testów mogą zostać określone analitycznie lub na podstawie korelacji empirycznej.

- Testy pojedynczych zjawisk (ang. Separate Effect Tests - SET) są zaprojektowane do zbadania konkretnego zjawiska, które może wystąpić w reaktorze jądrowym, ale nie analizują pozostałych zjawisk, które mogą wystąpić w tym samym czasie. Przykładem takiego testu jest instalacja Marviken, w której dokonano badania zjawiska wypływu krytycznego i która była obiektem prac badawczych w ramach doktoratu podsumowanych w publikacjach [34] i [35].
- Testy połączonych zjawisk (ang. Integral Effect Tests - IET) są zaprojektowane do zbadania szeregu zjawisk zachodzących podczas warunków awaryjnych w reaktorach jądrowych. Wiele ważnych zjawisk fizycznych i chemicznych podczas tych testów występuje jednocześnie. Są to najbardziej wartościowe testy dla kodów systemowych takich jak MELCOR. Jednak testy te są prowadzone w zmniejszonej skali w stosunku do rzeczywistych obiektów jądrowych, ale też mogą obejmować inne niż w rzeczywistych obiektach warunki brzegowe. Przykładem takiego testu jest instalacja Phebus, w której badano przebieg ciężkiej awarii, w tym degradację rdzenia i zachowanie radionuklidów w obiegu pierwotnym i obudowie bezpieczeństwa. Test FPT-1 wykonany w tej instalacji był przedmiotem prac badawczych w ramach doktoratu, które były ukierunkowane na uwolnienia substancji promieniotwórczych ze zdegradowanego rdzenia [9] oraz produkcję wodoru w rdzeniu reaktora [10].
- Testy w rzeczywistych obiektach jądrowych, które obejmują, m.in. testy wykonywane podczas rozruchu reaktora oraz rzeczywiste stany przejściowe, które miały miejsce podczas eksploatacji reaktorów. Do grupy tej można zaliczyć także rzeczywiste awarie w obiektach jądrowych, z których najważniejsze to awaria Three Mile Island-2 (TMI-2) oraz awaria w elektrowni jądrowej Fukushima Dai-ichi.

Ponadto w celu porównania możliwości modelowania zjawisk i awarii przez różne kody obliczeniowe oraz różnych praktyk w stosowaniu tych kodów, prowadzone są benchmarki bazujące na przeprowadzonych badaniach eksperymentalnych, w których uczestniczą różne instytucje badawcze i krajowe dozory jądrowe [36], [37].

Procesy walidacji kodów obliczeniowych ułatwiają matryce walidacji przygotowane przez OECD, które odnoszą się zarówno do zjawisk ciepłno-przepływowych i awarii projektowych [31]–[33] jak również zjawisk typowych dla ciężkich awarii [31], [32].

W dokumencie [23] zestawiono porównanie dostępnych kodów obliczeniowych dedykowanych ciężkim awariom. Można wyróżnić następujące zintegrowane kody

obliczeniowe modelujące ciężkie awarie, takie jak ASTEC, MAAP i MELCOR oraz szczegółowe kody mechanistyczne, takie jak ATHLET-CD, ICARE/CATHARE i SCDAP/RELAP5.

4.1.3.1. Wybór kodu obliczeniowego MELCOR

Do praktycznej weryfikacji zaproponowanej metodyki wybrano systemowy kod obliczeniowy MELCOR stosowany powszechnie do analiz ciężkich awarii, który zapewnia modelowanie wielu zjawisk fizycznych występujących podczas ciężkiej awarii oraz oszacowanie członu źródłowego. Państwowa Agencja Atomistyki (PAA) na mocy umowy bilateralnej z Amerykańską Komisją Dozoru Jądrowego (US NRC) uzyskała dostęp do kodu obliczeniowego MELCOR i w sposób ciągły rozwija jego możliwość stosowania w bieżącej działalności urzędu. Politechnika Warszawska w ramach umowy z PAA także posiada dostęp do kodu MELCOR i prowadzi szereg badań naukowych z jego użyciem [9], [10], [34], [38], [39].

Kod obliczeniowy MELCOR (Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases) stworzony został w latach 80-tych przez Sandia National Laboratories dla US NRC i rozwijany jest do dzisiaj. Początkowo kod miał być stosowany jako narzędzie wspierające probabilistyczne analizy bezpieczeństwa poziomu 2, który jest w stanie szybko dostarczyć wiarygodnych wyników obliczeń. Celem kodu obliczeniowego było spójne modelowanie wszystkich istotnych zjawisk występujących podczas ciężkich awarii oraz ich wzajemnego sprzężenia, a w ostatecznym efekcie oszacowania członu źródłowego, czyli uwolnień substancji promieniotwórczych do środowiska. Program rozwijany był przez kolejne lata, czego efektem było rozszerzenie możliwości jego zastosowania. Obecnie MELCOR stosuje w większości mechanistyczne modele zjawisk najlepszego szacowania oraz posiada dużą zdolność do przeprowadzania analiz wrażliwości i niepewności. MELCOR wykorzystuje także empiryczne modele matematyczne zwalidowane za pomocą eksperymentów, stąd też ocenia się, że jest on oparty na najlepszej aktualnej wiedzy na temat ciężkich awarii [40]. Ponadto kod ten jest stale udoskonalany i rozwijany o wiedzę wynikającą z najnowszych badań naukowych i programów badawczych.

MELCOR jest kodem jednowymiarowym, który zbiornik reaktora i szyb reaktora w przypadku przetopienia zbiornika reaktora modeluje w dwóch wymiarach. Symuluje przebieg awarii

w reaktorze jądrowym w czasie, uwzględniając przy tym szeroki zakres zjawisk fizycznych i chemicznych, takich jak:

- dwufazowa dynamika płynów i wymiana ciepła na drodze przewodzenia, konwekcji i promieniowania;
- zapłon i spalanie wodoru oraz tlenku węgla;
- degradacja koszulek paliwowych, paliwa jądrowego i materiałów pochłaniających neutrony;
- reakcje pary wodnej i tlenu ze stałą i cyrkonem oraz produkcja wodoru;
- relokacja stopionego materiału rdzenia, tworzenie się basenów ze stopionych metali i ich tlenków oraz ich stratyfikacja;
- interakcja stopionego rdzenia z dennicą zbiornika reaktora, wypływ korium ze zbiornika reaktora oraz jego oddziaływanie z betonem oraz produkcja wodoru i tlenku węgla w tym procesie;
- pasywne usuwanie wodoru z atmosfery obudowy bezpieczeństwa oraz oddziaływanie na nią przez wentylatory, spryskiwacze i filtry;
- uwalnianie produktów rozszczepienia z paliwa jądrowego znajdującego się w zbiorniku reaktora i poza nim oraz fizyka par i aerozoli.

MELCOR zapewnia dużą elastyczność w modelowaniu poszczególnych zjawisk fizycznych i chemicznych poprzez umożliwienie użytkownikowi wyboru modeli im dedykowanym oraz ingerencję w parametry w nich wykorzystywane poprzez współczynniki wrażliwości (ang. Sensitivity Coefficients – SC). Ponadto użytkownik kodu ma dużą dowolność w określaniu parametrów geometrycznych i właściwości materiałowych poszczególnych komponentów i urządzeń. Dzięki tym cechom kod obliczeniowy MELCOR jest narzędziem umożliwiającym wykonywanie analiz wrażliwości i niepewności [41].

Tworząc model reaktora jądrowego użytkownik kodu obliczeniowego ma do dyspozycji obiekty modelujące, takie jak objętości kontrolne, struktury cieplne i ścieżki przepływu. Każdy z tych obiektów stanowi pojedynczy węzeł obliczeniowy. W objętości kontrolnej bazując na równaniach bilansu masy i energii określone są wartości skalarne ciśnienia i temperatury. Objętości kontrolne łączone są za pomocą ścieżek przepływu, w których za pomocą równań bilansu pędu określone są wartości wektorowe, takie jak prędkość. Struktury cieplne umożliwiają modelowanie wymiany ciepła pomiędzy nimi a objętościami kontrolnymi [41],

[42]. Struktura rozłożenia objętości kontrolnych, ścieżek przepływu i struktur cieplnych tworzy tak zwaną nodalizację, czyli ułożenie węzłów obliczeniowych modelujących obiekt.

Kod obliczeniowy MELCOR został przez Sandia National Laboratories (SNL) i US NRC zwalidowany pod kątem głównych zjawisk występujących w czasie ciężkiej awarii [40], tj.:

- zjawisk cieplno-przepływowych w zbiorniku reaktora i obiegu pierwotnym, które zwalidowano w oparciu o eksperymenty na instalacjach takich jak BETHSY, GE Level Swell, Marviken,
- ogrzewania i degradacji rdzenia, które zwalidowano w oparciu o eksperymenty na instalacjach takich jak CORA, LOFT-FP2,
- uwalniania substancji promieniotwórczych z rdzenia zwalidowanych na instalacji VERCORS,
- fizyki i transportu radionuklidów zwalidowanych na instalacjach takich jak ABCOVE, DEMONA, LACE LA4, Marviken ATT-4,
- oddziaływania korium poza zbiornikiem reaktora zwalidowanego na instalacji MCCI w eksperymentach CCI-1 i CCI-2,
- zjawisk dotyczących obudowy bezpieczeństwa zwalidowanych na instalacjach JAERI Spray Tests, NUPEC oraz Marviken w eksperymentach CFT-21 i JIT-11.

Ponadto przeprowadzono walidację kodu na instalacjach typu Integral Effect Tests, które obejmowały kilka spośród wymienionych grup zjawisk. Były to, m.in. instalacje Phebus i eksperymenty FPT-1 i FPT-3, a także na bazie rzeczywistych awarii TMI-2 i Fukushima Dai-ichi. Walidację kodu prowadzili także użytkownicy kodu w ramach prowadzonych prac badawczych dla Phebus [43], [44], [45], dla TMI-2 [46] oraz dla awarii w elektrowni Fukushima [47], [48], [49] i [50], w tym w ramach prac badawczych prowadzonych przez autora rozprawy [34], [9] i [10]. Kod MELCOR został pierwszy raz zweryfikowany i zwalidowany w połowie lat 80-tych, a po raz ostatni w 2015 roku (wersja kodu 2.1.7347) [40].

4.1.4. Przygotowanie i kwalifikacja modelu matematycznego analizowanego reaktora jądrowego

Model matematyczny reaktora jądrowego powinien być zbudowany zgodnie z praktykami i procedurami określonymi dla danego kodu obliczeniowego. W przypadku wykonywania analiz bezpieczeństwa wykorzystywanych w procesie wydawania zezwolenia na budowę obiektu jądrowego należy przestrzegać ściśle określonych wytycznych, które obejmują takie

zagadnienia jak stosowanie właściwych zakresów zmienności parametrów wejściowych oraz odpowiednich modeli i korelacji poszczególnych zjawisk, a także przestrzeganie zaleceń dotyczących nodalizacji [8]. Plik wejściowy kodu obliczeniowego zgodnie z wymaganiami [4] musi być stworzony z wykorzystaniem procedur zapewnienia jakości, a wykorzystane dane odpowiednio udokumentowane.

Celem kwalifikacji modelu obliczeniowego jest zapewnienie, że wykorzystywany model jest wiarygodnym numerycznym odwzorowaniem rzeczywistego obiektu jądrowego, który jest przedmiotem analizy bezpieczeństwa. W ramach kwalifikacji modelu należy zapewnić zgodność warunków początkowych i brzegowych z cechami modelowanego obiektu jądrowego. Obejmują one parametry pracy systemów reaktora, właściwości stosowanych materiałów, charakterystyki poszczególnych urządzeń mechanicznych oraz systemów automatyki i sterowania. Każdy analizowany stan dynamiczny poprzedza stan ustalony. Parametry modelu podczas trwania stanu ustalonego muszą być stabilne, a uzyskane wartości zgodne z parametrami modelowanego obiektu jądrowego. Zgodnie z publikacją [51] obliczenia stanu ustalonego powinny trwać co najmniej 100 sekund, ale dobrą praktyką jest wydłużenie tego czasu. Zgodność parametrów pracy reaktora w zależności od rodzaju parametru, zgodnie z publikacją [51], może się wahać w wartościach względnych od 0.1% dla m.in. absolutnego ciśnienia w stabilizatorze ciśnienia, wytwornicy pary i hydro-akumulatorach, przez 1% dla m.in. objętości obiegu pierwotnego, aż po 14% dla całkowitej objętości nieaktywnych struktur cieplnych. Dla temperatur oraz wysokości położenia komponentów i poziomów wody w instalacji stosowane są dopuszczalne zakresy określone bezwzględnie. Metodę kwalifikacji stanu ustalonego opisaną w publikacji [51] zastosowano w badaniach prowadzonych w ramach doktoratu [52].

Szczególnie ważnym aspektem w kontekście reaktorów jądrowych wykorzystujących zjawiska naturalne do odbioru ciepła z rdzenia reaktora, obiegu pierwotnego i obudowy bezpieczeństwa są opory przepływu w poszczególnych systemach reaktora jądrowego. Niezwykle ważne jest przeprowadzenie kwalifikacji zmian ciśnienia wzdłuż obiegu pierwotnego, a także kwalifikacji oporów przepływu poszczególnych odcinków orurowania i wymienników ciepła systemów reaktora jądrowego. Kwalifikacji systemów bezpieczeństwa należy dokonać na podstawie specyfikacji technicznych reaktora, a podany tam zakres zmienności uwzględnić bezpośrednio w analizach niepewności. Wymienione tu dwa aspekty kwalifikacji modelu można określić statyczną kwalifikacją modelu.

Model przeznaczony do analizy ciężkiej awarii jest wykorzystywany w dynamicznych stanach reaktora obejmujących szereg zjawisk fizycznych i chemicznych. Przedstawione wyżej aspekty kwalifikacji modelu nie zapewniają weryfikacji modelu pod kątem zjawisk dynamicznych, a jedynie stabilnego w czasie stanu ustalonego. Dobrą praktyką jest zatem kwalifikacja modelu przeznaczonego do analiz ciężkich awarii za pomocą kodu dedykowanego awariom projektowym. Celem takiego podejścia jest zapewnienie spójnego podejścia do modelowania i uzyskanych wyników. Dzięki takiej wzajemnej kwalifikacji, rośnie zaufanie do analiz prowadzonych za pomocą kodu dedykowanego ciężkim awariom. Dobrą walidacją dynamiczną dla kodu dedykowanego ciężkiej awarii jest przeprowadzenie za jego pomocą analizy awarii projektowej zapoczątkowanej tym samym postulowanym zdarzeniem inicjującym, co scenariusz awaryjny prowadzący do ciężkiej awarii i będący przedmiotem analizy bezpieczeństwa. Kompleksowe podejście do kwalifikacji modelu wykorzystywanego do analiz ciężkich awarii było jednym z celów pracy [52] przygotowanej w ramach doktoratu.

W sytuacji, w której kod obliczeniowy stosowany do analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii jest zweryfikowany i zwalidowany, a wykorzystywany model skwalifikowany statycznie i dynamicznie, można uznać wyniki uzyskane z jego wykorzystaniem za wiarygodne.

4.1.5. Wybór metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Wybór metody BEPU do zastosowania na etapie ubiegania się o wydanie zezwolenia na budowę obiektu jądrowego jest zgodnie z dokumentem [8] zazwyczaj podyktowany wymaganiami dozoru jądrowego oraz przewidywanym kosztem obliczeniowym przeprowadzenia analizy najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności. Jeżeli dozór jądrowy dokonał przeglądu stosowanych metod BEPU i wydał opinię dotyczącą ich przydatności, to wówczas ocena ta jest kluczowa przy wyborze metody. Jeżeli analityk może skorzystać z kilku wiarygodnych metod, to wybór na ogół zależy od kosztów ich zastosowania.

4.1.5.1. Wybór metody GRS

Spośród zaprezentowanych w tabeli 3.1. metod BEPU pozytywnie wyróżniła się metoda GRS, która charakteryzuje się kilkoma ważnymi cechami. W metodzie GRS ocena ekspercka jest wykorzystywana jedynie do określania parametrów wejściowych i ich zakresów zmienności, a także rozkładów gęstości prawdopodobieństwa. Metody CSAU i AEAT także opierają się na

opinii ekspertów w tym zakresie, ale jest ona wykorzystywana także do wyboru wartości parametrów wejściowych, co w metodzie GRS realizowane jest za pomocą wyboru losowego i jest jej unikalną cechą. Liczba pojedynczych obliczeń kodu dla metody GRS jest niezależna od liczby parametrów wejściowych, podobnie jak dla metody CIAU. Jest to kolejna unikalna cecha metody GRS w stosunku do pozostałych metod propagacji niepewności parametrów wejściowych.

W wielu środowiskach naukowych stosowanie twierdzenia Wilksa, które jest wykorzystywane także w metodzie GRS, jest uważane za ugruntowaną metodę i stosowanie jej jest niejako standardowe, co potwierdzono w rozdziale 4.1.5.1.5 opisującym zastosowanie twierdzenia Wilksa w praktyce. Cecha ta przekłada się na możliwość zastosowania dużej liczby parametrów wejściowych, chociaż w praktyce stosuje się nie więcej niż 100 parametrów. Ograniczeniem w liczbie stosowanych parametrów wejściowych jest konieczność określenia zakresu i rozkładu niepewności, co wymaga dużego nakładu pracy. Fakt ten jest wspólną cechą wszystkich probabilistycznych metod propagacji niepewności parametrów wejściowych i stanowi istotne ograniczenie tych metod. Możliwość wykorzystania w analizie niepewności większej liczby parametrów wejściowych przekłada się bezpośrednio na możliwość analizy większej liczby prostych zjawisk fizycznych i chemicznych oraz uchwycenia powiązań między nimi. Jest to szczególnie ważna cecha metody analiz BEPU pod kątem jej wykorzystania w analizach ciężkich awarii, gdzie występuje znacznie większa liczba pojedynczych zjawisk niż w trakcie awarii projektowych. Metoda GRS pozwala ocenić także wpływ wrażliwości parametrów wejściowych na uzyskane wyniki obliczeń. Wiedza ta pozwala na dodatkową weryfikację przeprowadzonych analiz, skupienie się na najważniejszych parametrach i tym samym zjawiskach występujących podczas analizowanego scenariusza awaryjnego. Jest to kolejna cecha istotna dla analiz BEPU ciężkich awarii, dzięki której można ocenić wpływ poszczególnych zjawisk na wartości parametrów wyjściowych i skupienie się na zjawiskach najważniejszych. Postępowanie takie jest zgodne z podejściem stopniowym (ang. graded approach), które jest powszechnie stosowane w energetyce jądrowej. Podejście to przy doborze zasobów do danego procesu bierze pod uwagę ryzyko związane z tym procesem, aby większą uwagę skupić na procesach związanych z większym ryzykiem.

Ostatnią ważną cechą metody GRS jest zapewnienie analizy ciągłych w czasie wartości parametrów wyjściowych i określenie dla każdego punktu w czasie zakresu i rozkładu niepewności. Jest to szczególnie przydatne w analizach skutków radiologicznych oraz do weryfikacji założeń projektowych systemów reaktora jądrowego. Metoda GRS poprzez

zastosowanie twierdzenia Wilksa wykazuje się ponadto oszczędnością kosztów obliczeniowych, co z punktu widzenia czasochłonnych obliczeń kodu MELCOR jest dużą zaletą.

W przypadku analiz ciężkich awarii najczęściej opisywane w literaturze są probabilistyczne metody propagacji niepewności wejściowych, z których najczęściej stosowana jest metoda GRS lub jej modyfikacje opierające się na twierdzeniu Wilksa. Mając na względzie własne doświadczenia wykonywania analiz bezpieczeństwa oraz dane literaturowe oceniono, że najbardziej perspektywiczną metodą analiz BEPU dla ciężkich awarii do zastosowania w Państwowej Agencji Atomistyki jest metoda GRS. Próg rozpoczęcia stosowania tej metody jest niewielki, a dane literaturowe dodatkowo pomagają go pokonać. Bezpośrednie stosowanie metody GRS w przypadku ciężkich awarii może być problematyczne, dlatego zdecydowano o jej modyfikacji. W rozdziale 4.2 niniejszej rozprawy opisano szczegóły dotyczące modyfikacji oryginalnej metody GRS. Posiada ona szereg specyficznych cech, które opisano w podrozdziałach od 4.1.5.1.1 do 4.1.5.1.4, a w podrozdziale 4.1.5.1.5 zaprezentowano dane literaturowe potwierdzające zasadność stosowania twierdzenia Wilksa.

4.1.5.1.1. Liczba parametrów wejściowych

Wymagana minimalna liczba pojedynczych obliczeń jest niezależna od liczby wybranych parametrów wejściowych, a zależna jedynie od wybranych kwantyla prawdopodobieństwa i poziomu ufności. Warto zwrócić uwagę, że twierdzenie Wilksa nie wprowadza ograniczeń co do liczby parametrów wejściowych.

Należy także zauważyć, że metoda GRS nie przewiduje stosowania procesu PIRT w celu redukcji liczby parametrów wejściowych, ponieważ nie ma takiej potrzeby. Unikalność tej cechy jest niezwykle przydatna z punktu widzenia uwzględnienia powiązań pomiędzy poszczególnymi zjawiskami i ułatwia przewidywanie wpływu poszczególnych zjawisk na uzyskane wyniki. Trudnością wynikającą ze stosowania dużej liczby parametrów wejściowych jest konieczność zdefiniowania dla każdego z nich zakresu i rozkładu niepewności, co jest pracochłonne.

4.1.5.1.2. Minimalna liczba wymaganych obliczeń

Liczba pojedynczych obliczeń kodu zależy od wymaganej wartości prawdopodobieństwa i poziomu ufności wyznaczonych granic statystycznego przedziału tolerancji stosowanych

w ocenie niepewności wyników. Wymaganą minimalną liczbę pojedynczych obliczeń n , określa nierówność Wilksa, który dla jednostronnej granicy przedziału tolerancji przyjmuje postać [29]:

$$1 - \alpha^n \geq \beta \quad (4.1)$$

Gdzie β to poziom ufności [%] zapewniający, że maksymalny wynik kodu nie zostanie przekroczony z prawdopodobieństwem α [%] (percentyl) odpowiedniego rozkładu parametru wyjściowego. Poziom ufności jest określony w celu uwzględnienia możliwego wpływu błędu losowania wynikającego z faktu, że wyniki pochodzą z próby losowej o ograniczonej liczebności. Natomiast percentyl prawdopodobieństwa związany jest z niepewnościami propagowanymi przez kod obliczeniowy. Przedział tolerancji to obszar statystyczny wyznaczony za pomocą oczekiwanej wartości prawdopodobieństwa uzyskania przy określonym poziomie pewności statystycznej danego wyniku. W praktyce najczęściej stosowany jest przedział tolerancji 95/95, który zapewnia że rzeczywisty wynik z 95-procentową pewnością znajduje się w przedziale określonym przez 95-ty percentyl. Dla dwustronnych granic przedziału tolerancji wzór ma postać:

$$1 - \alpha^n - n(1 - \alpha)\alpha^{n-1} \geq \beta \quad (4.2)$$

W tabeli 4.1 zestawiono minimalną liczbę pojedynczych obliczeń wymaganych do wykonania dla jednostronnego i dwustronnego przedziału tolerancji dla wybranych wartości prawdopodobieństwa i poziomu ufności zgodnie z nierównością Wilksa.

Tabela 4.1. Minimalna liczba pojedynczych obliczeń wymagana do wykonania dla jednostronnego i dwustronnego przedziału tolerancji dla trzech wartości prawdopodobieństwa i poziomu ufności, zgodnie z nierównością Wilksa [8].

β / α	Jednostronny przedział tolerancji			Dwustronny przedział tolerancji		
	90%	95%	99%	90%	95%	99%
90%	22	45	230	38	77	388
95%	29	59	299	46	93	473
99%	44	90	459	64	130	662

Jednostronny przedział tolerancji stosowany jest w przypadku analizy parametrów wyjściowych, dla których istotne pod kątem spełnienia wymagań jest określenie jedynie

wartości maksymalnej lub minimalnej. Przykładem takiego parametru jest maksymalna temperatura koszulki paliwowej, dla której istotne jest określenie maksymalnej wartości w kontekście oceny bezpieczeństwa jądrowego obiektu dla analizowanego scenariusza awaryjnego. W większości parametrów wyjściowych podlegających analizom bezpieczeństwa wystarczające jest określenie jednostronnego przedziału tolerancji. Dwustronny przedział tolerancji stosowany jest w przypadku parametrów wyjściowych wymagających określenia jej minimalnej i maksymalnej wartości.

4.1.5.1.3. Zakres i rozkład niepewności parametrów wejściowych

Probabilistyczne traktowanie niepewności parametrów wejściowych pozwala na kwantyfikację ich stanu wiedzy. Oznacza to, że oprócz przedziału niepewności wiedza jest wyrażana przez funkcję gęstości prawdopodobieństwa. Ta interpretacja prawdopodobieństwa jest stosowana dla parametru o ustalonej, ale nieznannej lub niedokładnie znanej wartości. Klasyczna interpretacja prawdopodobieństwa jako granicy względnej częstości, wyrażającej niepewność wynikającą ze zmienności stochastycznej, nie ma tutaj zastosowania [29].

Niepewności parametrów modelowych kodu są określane na podstawie doświadczeń walidacyjnych. Rozkład gęstości prawdopodobieństwa może wskazywać, że niektóre wartości w zakresie niepewności z większym prawdopodobieństwem pozwalają na odwzorowanie danych doświadczalnych. W przypadku, gdyby żadne preferencje nie mogły być uzasadnione, określany jest jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa, tj. każda wartość pomiędzy minimum, a maksimum jest równie prawdopodobna jako odpowiednia wartość parametru. W konsekwencji takiego określenia rozkładów gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych, wyniki kodu obliczeniowego także pokazują rozkład gęstości prawdopodobieństwa, z którego wyprowadzane są graniczne wartości lub zakres zmienności [29].

Pracochłonność wyznaczania zakresu i rozkładów niepewności dla tej metody jest także cechą specyficzną wszystkich metod opartych na twierdzeniu Wilksa. Metoda zaproponowana w rozprawie w rozdziale 5.3 stanowi możliwość rozwiązania tego problemu. Warto zauważyć, że zakres i rozkład niepewności dla poszczególnych parametrów wejściowych to wiedza uzyskiwana w ramach postępu procesu walidacji kodu obliczeniowego i powinna być dostarczana przez twórców kodu obliczeniowego i rozpowszechniana wraz z nim.

4.1.5.1.4. Miary wrażliwości

Ważną cechą metody GRS jest możliwość określenia miar wrażliwości wskazujących wpływ niepewności parametrów wejściowych na parametry wyjściowe. Miary pozwalają na ranking istotności parametrów wejściowych. Informacje te dostarczają wskazówek, w jakim obszarze należy poprawić stan wiedzy, aby najskuteczniej zredukować niepewności wyników lub poprawić modelowanie kodu obliczeniowego. Miary wrażliwości takie jak znormalizowane współczynniki regresji rang (ang. Standardised Rank Regression Coefficients), współczynniki korelacji rang (ang. Rank Correlation Coefficients) i współczynniki korelacji (ang. Correlation Ratios) umożliwiają uszeregowanie niepewności zawartej w parametrach wejściowych w odniesieniu do ich względnego udziału w niepewności parametrów wyjściowych kodu. W stosunku do innych metod BEPU, metoda GRS wyróżnia się faktem, że ten ranking jest wynikiem analizy przeprowadzonych obliczeń, a nie wcześniejszych szacunków i osądów. Wcześniejsze stworzenie PIRT przez liczny personel ekspertów jest bardzo kosztowne, a ocena niepewności i miary czułości są dostępne dla wszystkich skalarnych (np. maksymalna temperatura koszulki paliwowej - PCT) jak również zmiennych w czasie parametrów wyjściowych będących przedmiotem analizy [29].

Liczba wymaganych pojedynczych obliczeń w celu przeprowadzenia lokalnych analiz wrażliwości i uzyskania miar wrażliwości jest zależna od liczby parametrów podlegających analizie. Przynajmniej dwie wartości każdego z parametrów muszą być określone dla analiz wrażliwości, a co za tym idzie liczba koniecznych obliczeń dla lokalnych analiz wrażliwości to przynajmniej dwukrotność liczby parametrów wejściowych [29]. Miary wrażliwości mogą być także określone na bazie wyników analiz BEPU w wyniku globalnej analizy wrażliwości.

4.1.5.1.5. Praktyczne sprawdzenie twierdzenia Wilksa

Celem wykorzystania w analizie BEPU twierdzenia Wilksa jest określenie najmniejszej liczby obliczeń, która zapewnia uzyskanie wyników obliczeń z wymaganą wartością prawdopodobieństwa i poziomu ufności. W konsekwencji zredukowana jest liczba koniecznych do wykonania obliczeń, a co za tym idzie zredukowany jest czas obliczeń i koszty z tym związane bez negatywnego wpływu na uzyskane prawdopodobieństwo i poziom ufności otrzymanych wyników.

Istnieje obawa, że redukcja liczby wymaganych pojedynczych obliczeń może skutkować brakiem spełnienia wymagań dotyczących prawdopodobieństwa i poziomu ufności uzyskanych

wyników. W dostępnej literaturze znajdują się przykłady analiz porównujących wyniki uzyskane za pomocą twierdzenia Wilksa z najbardziej pracochłonną metodą Monte-Carlo, która wymaga przeprowadzenia pojedynczych obliczeń w ilości rzędu tysięcy. W publikacji [53] przeprowadzono analizę kwantyfikacji niepewności maksymalnej temperatury koszulki paliwowej dla awarii projektowej typu LB LOCA z wykorzystaniem metody Monte-Carlo i dokonano porównania wyników uzyskanych z wykorzystaniem twierdzenia Wilksa. Analizie podlegało 18 parametrów wejściowych. Wykonano 3 500 pojedynczych obliczeń z wykorzystaniem klastra obliczeniowego 14-rdzeniowego, co zajęło 2 tygodnie. Uzyskane za pomocą metody Monte-Carlo wyniki potwierdziły, że wartość PCT uzyskana z 95% prawdopodobieństwem i z 95% poziomem ufności z wykorzystaniem twierdzenia Wilksa można uznać za wiarygodną. Zwrócono jednak uwagę na statystyczne fluktuacje granicznej wartości PCT, które dla nierówności Wilksa pierwszego stopnia są tak duże jak sama wartość niepewności. Zalecane jest zatem zwiększenie stopnia nierówności Wilksa do przynajmniej trzeciego stopnia. Podobne wyniki uzyskano w publikacji [54], gdzie także potwierdzono zachowawczy charakter twierdzenia Wilksa w stosunku do metody Monte-Carlo i dużą zmienność statystyczną uzyskanych wyników. W przeprowadzonej analizie awarii projektowej LB LOCA zastosowano 11 parametrów wejściowych.

W publikacji [55] przeprowadzono porównanie wyników uzyskanych dla awarii ULOF (ang. Unprotected Loss Of Flow) i UTOP (ang. Unprotected Transient Over Power) w reaktorze prędkim chłodzonym sodem z wykorzystaniem nierówności Wilksa trzeciego stopnia dla dwustronnego zakresu tolerancji oraz z wykorzystaniem metody Monte Carlo. Dla metody Monte Carlo przeprowadzono 3 000 pojedynczych obliczeń, a dla twierdzenia Wilksa - 124. Wyniki uzyskane za pomocą twierdzenia Wilksa okazały się we wszystkich przypadkach bardziej zachowawcze do tych uzyskanych dla metody Monte-Carlo, a różnica wynosiła 2% i 5% dla analizowanych scenariuszy awaryjnych. Warto zauważyć, że w publikacji tej dokonywano jednoczesnej analizy trzech parametrów wyjściowych, tj. temperatury chłodziwa, temperatury paliwa i temperatury koszulki paliwowej, bez identyfikacji tego faktu w wyborze minimalnej wymaganej liczby pojedynczych obliczeń.

Omówione analizy [53], [54] i [55] potwierdzają, że twierdzenie Wilksa zapewnia uzyskanie konserwatywnych wyników w stosunku do metody Monte-Carlo, którą można uznać za referencyjną w stosunku do twierdzenia Wilksa. Zwrócono uwagę także na istotną niepewność stochastyczną uzyskanych wyników w przypadku stosowania jednego parametru wyjściowego, którą należy brać pod uwagę w ocenie uzyskanych wyników.

4.1.6. Zastosowanie metody najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Metodę BEPU realizuje się uprzednio zbierając odpowiedni dla danej metody zestaw danych, a następnie stosując dane zgodnie z wymaganiami procesu [8]. Realizacja metody BEPU powinna przebiegać zgodnie z wytycznymi uzgodnionymi z dozorem jądrowym, aby uzyskane wyniki zostały zaakceptowane i na ich podstawie było możliwe wydanie zezwolenia na budowę reaktora jądrowego.

W rozdziale 6 niniejszej rozprawy opisano praktyczne zastosowanie zmodyfikowanej metody GRS dla ciężkiej awarii na przykładzie eksperymentu Phebus FPT-1.

4.1.7. Porównanie uzyskanych wyników obliczeń z kryteriami akceptacji

Najczęstszym celem wykonywania analiz bezpieczeństwa jest sprawdzenie spełnienia wymagań dozorowych. Dlatego po uzyskaniu wyników obliczeń analiz bezpieczeństwa ostatnim krokiem jest dokonanie ich porównania z kryteriami akceptacji i określenie marginesów bezpieczeństwa. Kryteria akceptacji są szerzej opisane w rozdziale 5.4 niniejszej pracy. Niemniej jednak analizy bezpieczeństwa mogą być wykorzystywane także na etapie projektowania reaktora jądrowego i służyć poprawie jego poziomu bezpieczeństwa jądrowego.

4.2. Ograniczenia metody GRS w kontekście wykorzystania w analizie bezpieczeństwa ciężkich awarii

Metoda GRS została opisana wstępnie w rozdziale 3.1.2 niniejszej rozprawy oraz jej główne cechy bardziej szczegółowo w rozdziale 4.1.5.1. Podstawową cechą metody GRS jest wykorzystanie twierdzenia Wilksa do określenia minimalnej wymaganej liczby pojedynczych obliczeń dla wybranego prawdopodobieństwa i poziomu ufności uzyskanych wyników obliczeń. Publikacja [56] podaje podstawowe wymaganie jakie musi spełnić analiza wykonywana z wykorzystaniem twierdzenia Wilksa. Jest to:

1. minimalizowanie niepewności kodu,
2. brak występowania nieukończonych obliczeń,
3. analiza wszystkich istotnych parametrów,
4. znajomość rozkładów gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych,
5. niezależność parametrów wyjściowych obliczeń.

4.2.1. Minimalizowanie niepewności kodu obliczeniowego

Metody z wykorzystaniem twierdzenia Wilksa wymagają właściwego rozkładu wyników parametrów wyjściowych, a wszelkie znaczne odchylenia w wynikach będą skutkować niewłaściwymi wynikami oceny niepewności. Jest to szczególnie problem kodów obliczeniowych, gdyż różne źródła niepewności mogą uwidocznić się jako błędy systemowe. Dlatego też przed zastosowaniem twierdzenia Wilksa należy określić ilościowo i zminimalizować niepewność numeryczną kodu i błąd modelu [56]. Zagadnienie minimalizowania niepewności kodu jest poza zakresem niniejszej rozprawy, ponieważ jest ona prowadzona z punktu widzenia użytkownika, a nie twórcy kodu obliczeniowego.

4.2.2. Brak występowania nieukończonych obliczeń

Twierdzenie Wilksa można zastosować jedynie dla niezależnej próby losowej parametrów wyjściowych. W większości przypadków, nieukończone obliczenia są powiązane z przyjętymi wartościami parametrów wejściowych, dlatego nie są one w takim przypadku rozłożone niezależnie. Z tego powodu wystąpienie nieukończonych obliczeń w przestrzeni próbkowania wyklucza zastosowanie twierdzenia Wilksa. W większości przypadków można tego uniknąć stosując stabilny kod obliczeniowy, wybierając odpowiednie zakresy przestrzenne i czasowe analizy, unikając niefizycznych wartości parametrów wejściowych oraz próbując odpowiednie zakresy zmienności parametrów wejściowych. Jeśli wystąpią nieukończone obliczenia, należy dokładnie przeanalizować te przypadki, wyeliminować przyczynę ich wystąpienia, a następnie powtórzyć analizę [56]. Chociaż warto też rozważyć powtórzenie nieukończonych obliczeń ze zmodyfikowanymi krokami czasowymi celem uzyskania zbieżności obliczeń. Problem ten jest powszechnie spotykany w analizach numerycznych i musi być rozwiązany indywidualnie dla konkretnego przypadku analizy [57].

4.2.3. Analiza wszystkich istotnych parametrów wejściowych

Rozkład wartości parametru wyjściowego musi być dokładnie próbkowany, dlatego ważne jest przeanalizowanie wszystkich parametrów wejściowych, które wpływają na parametr wyjściowy. Jest to prawie niemożliwe w większości kodów obliczeniowych, ponieważ stworzone są one z wykorzystaniem dużej liczby parametrów, z których większość nie jest dostępna dla użytkownika. Oprócz parametrów empirycznych, parametry wejściowe mogą również obejmować parametry zapobiegające przed dzieleniem przez zero, przestrzenne lub

czasowe stałe relaksacji, parametry uruchamiania wykorzystywanych modeli kodu obliczeniowego i wiele innych, co tym bardziej utrudnia ich szerokie wykorzystanie. W praktyce nie należy stosować ograniczonego zbioru parametrów wejściowych, chyba że do wyboru parametrów stosuje się analizy wrażliwości i identyfikacji [56]. W rozdziale 5.2 rozprawy zaproponowano podejście stanowiące propozycję rozwiązania tego ograniczenia.

4.2.4. Znajomość rozkładów gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych

Twierdzenie Wilksa może być zastosowane do dowolnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametru wejściowego, ale w przyjętym zakresie musi być dokładnie próbkowany. Założenie to zazwyczaj nie jest ściśle przestrzegane w zastosowaniach inżynierskich, ponieważ większość metod kwantyfikacji niepewności wykorzystuje do określania rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych oceny ekspertów.

Ponadto nie należy zakładać niezależności parametrów wejściowych (jeżeli ona nie występuje), ale obliczenia powinny zapewnić propagację ich wspólnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa. Warto zauważyć, że próbkowanie parametrów wejściowych z wykorzystaniem granicznych rozkładów gęstości prawdopodobieństwa znacząco zawyża niepewność i może nawet prowadzić do нефizycznych ich kombinacji [56]. Celem rozprawy było rozwiązanie problemów związanych w tym ograniczeniem poprzez zastosowanie jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa, co zostało opisane w rozdziale 5.3.3 niniejszej rozprawy.

4.2.5. Niezależność parametrów wyjściowych obliczeń

W większości zastosowań inżynierskich istnieje wiele parametrów wyjściowych symulacji, które podlegają zainteresowaniu. Wielkości te rzadko są całkowicie niezależne i dlatego nie można ich analizować za pomocą jednostopniowej postaci nierówności Wilksa. Zamiast tego należy analizować wiele parametrów wyjściowych stosując nierówność opracowaną przez Walda-Guba [58].

4.2.5.1. Twierdzenie Wald-Guba jako rozwinięcie twierdzenia Wilksa

Przyjmując, że wynik kodu to kilka zależnych parametrów wyjściowych – p , można określić na podstawie publikacji [59] korelację określającą minimalną liczbę pojedynczych obliczeń

– n koniecznych do wykonania, aby uzyskać przyjęte prawdopodobieństwo α i poziom ufności β . Dla jednostronnego zakresu korelacja przyjmuje postać:

$$\sum_{j=0}^{n-p} \binom{n}{j} \alpha^j (1-\alpha)^{n-j} \geq \beta \quad (4.3)$$

Przyjmując najczęściej stosowane i wymagane przez krajowe dozory jądrowe wartości prawdopodobieństwa równe 95% i poziomu ufności 95% minimalna liczba pojedynczych obliczeń wymagana do wykonania dla poszczególnej liczby parametrów wyjściowych dla jednostronnego przedziału tolerancji podana jest w tabeli 4.2.

Tabela 4.2. Minimalna liczba pojedynczych obliczeń wymagana do wykonania dla jednostronnego przedziału tolerancji dla prawdopodobieństwa 95% i poziomu ufności 95%, zgodnie z nierównością Wald-Guba [59].

p – liczba parametrów wyjściowych	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
n – minimalna liczba pojedynczych obliczeń	59	93	124	153	181	208	234	260	286	311

Dla dwustronnego zakresu korelacja przyjmuje postać [59]:

$$\sum_{j=0}^{n-2p} \binom{n}{j} \alpha^j (1-\alpha)^{n-j} \geq \beta \quad (4.4)$$

a w tabeli 4.3 podana jest minimalna liczba pojedynczych obliczeń dla prawdopodobieństwa 95% i poziomu ufności 95%.

Tabela 4.3. Minimalna liczba pojedynczych obliczeń wymagana do wykonania dla dwustronnego przedziału tolerancji dla prawdopodobieństwa 95% i poziomu ufności 95%, zgodnie z nierównością Wald-Guba [59].

p – liczba parametrów wyjściowych	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
n – minimalna liczba pojedynczych obliczeń	93	153	208	260	311	361	410	458	506	554

5. Opis zaproponowanej metodyki wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Praktyczne zastosowanie zaproponowanej metodyki (krok F) wymaga uprzedniej realizacji kroków od A do D opisanych w rozdziale 4.1 tej rozprawy dotyczącym realizacji podstawowych kroków wykonywania analiz BEPU. Realizacja kroku E związanego z wyborem metody została opisana w rozdziale 4.1.5.

Zmodyfikowana metoda GRS nadal posiada te same kroki realizacji co jej pierwotna postać i które można zdefiniować następująco:

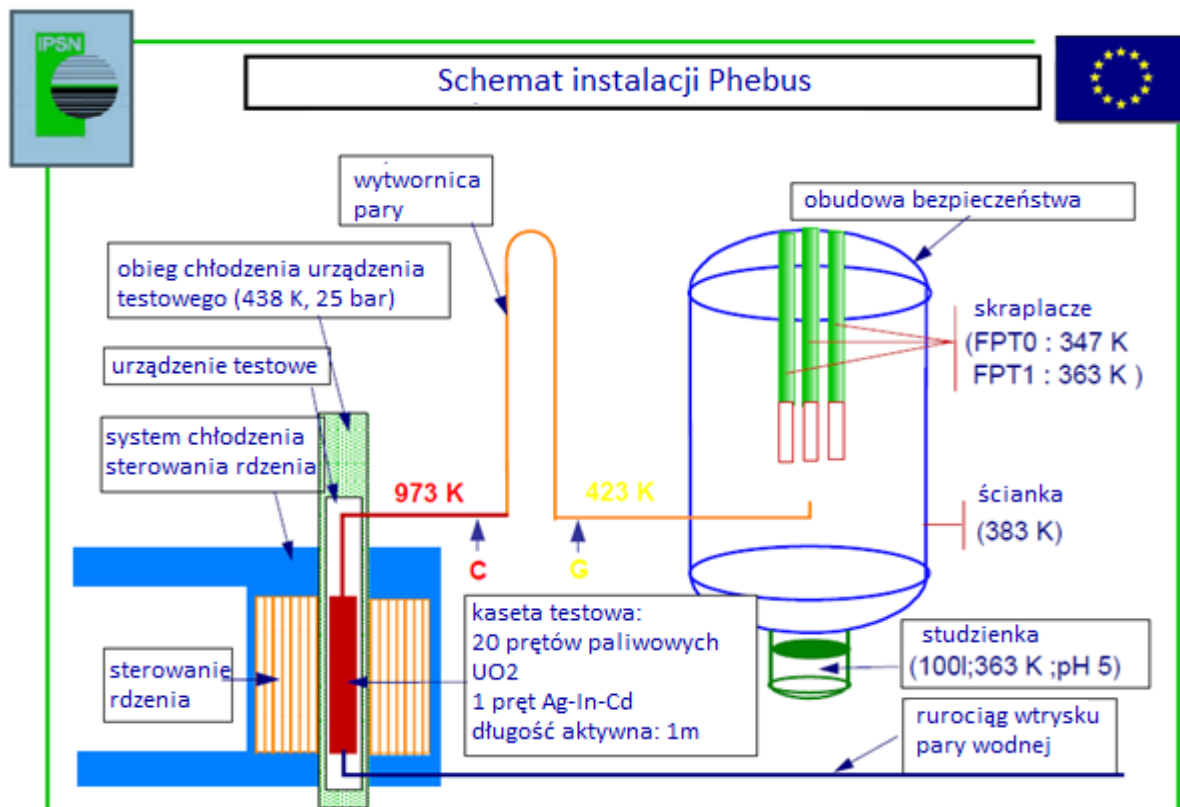
- I. Identyfikacja scenariusza awaryjnego i występujących w nim zjawisk
- II. Wybór parametrów wejściowych
- III. Określenie dopuszczalnego zakresu zmienności i rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych
- IV. Identyfikacja parametrów wyjściowych podlegających analizie
- V. Określenie liczby obliczeń
- VI. Wybór metody losowania parametrów wejściowych
- VII. Przygotowanie pliku z modelem matematycznym reaktora i przeprowadzenie losowania parametrów
- VIII. Realizacja obliczeń
- IX. Interpretacja wyników

5.1. Identyfikacja scenariusza awaryjnego i występujących w nim zjawisk

W ośrodku badawczym CEA (fr. Commissariat à l'Energie Atomique) w Cadarache we Francji w latach 90-tych i 2000-ych w instalacji badawczej Phebus przeprowadzono pięć zintegrowanych eksperymentów (Integral Effect Tests) symulujących przebieg ciężkiej awarii.

W celu weryfikacji zaproponowanej metodyki wykonywania analiz najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności zdecydowano o przeprowadzeniu obliczeń dla eksperymentu Phebus FPT-1 (drugiego z serii). Doświadczenie to zostało wybrane do przeprowadzenia International Standard Problem 46 (ISP-46) [60]. Na rysunku 5.1 przedstawiono schemat instalacji eksperymentalnej Phebus. Eksperyment FPT-1 wykorzystywał napromienione paliwo jądrowe BR3 o wypaleniu około 23 GWd/tU, które było w trakcie eksperymentu napromieniane i w ten

spół sposobem generowana była moc zestawu paliwowego składającego się z 20 prętów paliwowych, umieszczonych w opomiarowanym zbiorniku reaktora. Jest on połączony z obiegiem chłodzenia reaktora, który rozpoczyna się od pionowego rurociągu wylotowego utrzymywanego w temperaturze około 970 K. W następnej kolejności znajduje się poziomy rurociąg o stałej temperaturze 970 K, pionowa u-rurka o stałej temperaturze 420 K i poziomy rurociąg, którego wylot połączony jest z obudową bezpieczeństwa. W górnej części znajdują się trzy pionowe skraplacze pokryte farbą epoksydową i umożliwiające kondensację pary wodnej na swojej powierzchni. W dolnej części obudowy bezpieczeństwa znajduje się studzienka z wodą o pH 5. Zewnętrzne ścianki zbiornika obudowy bezpieczeństwa były podgrzewane w celu zapobieżenia kondensacji na nich pary wodnej oraz zminimalizowania osadzania się aerozoli.



Rys. 5.1. Schemat instalacji Phebus wykorzystanej w eksperymencie FPT-1 (opracowano na podstawie publikacji [36]).

Eksperyment Phebus FPT-1 obejmował zjawiska, które podzielono na cztery grupy tematyczne:

- rdzeń:

- przepływ jednofazowy pary wodnej i wodoru,
- nagrzewanie i degradacja rdzenia, w tym tworzenie się stopionych basenów i utrata strukturalnej integralności paliwa jądrowego,
- produkcja wodoru,
- uwalnianie substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego,
- uwalnianie materiałów strukturalnych z koszulek paliwowych i materiałów pochłaniających neutrony,
- transport i retencja par i aerozoli przez struktury rdzenia,
- obieg pierwotny:
 - zjawiska wymiany ciepła pomiędzy płynami i w strukturach rurociągów,
 - transport i retencja par i aerozoli w obiegu chłodzenia reaktora,
- obudowa bezpieczeństwa:
 - zjawiska ciepłno-przepływowe w obudowie bezpieczeństwa,
 - transport par i aerozoli w atmosferze obudowy bezpieczeństwa,
 - osadzanie się substancji promieniotwórczych na strukturach cieplnych i powierzchni basenu wodnego oraz ich ponowne uwalnianie do atmosfery obudowy bezpieczeństwa,
- reakcje chemiczne w obudowie bezpieczeństwa:
 - reakcje chemiczne jodu z innymi produktami rozszczepienia oraz materiałami w obudowie bezpieczeństwa,
 - reakcje chemiczne jodu w basenie wodnym.

Eksperyment nie obejmował fazy ciężkiej awarii od pojawienia się postulowanego zdarzenia inicjującego do momentu nagrzewania się paliwa jądrowego, która obejmuje opróżnianie obiegu chłodzenia reaktora i odparowanie wody. W eksperymencie w ograniczonym zakresie występowały przepływy dwufazowe w rdzeniu i obiegu chłodzenia reaktora, co wynikało z faktu, że na wlocie do rdzenia reaktora w eksperymencie Phebus FPT-1 była wstrzykiwana para wodna. W eksperymencie pojawiły się zjawiska związane z przegrzaniem i degradacją rdzenia oraz uwalnianiem substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego w warunkach jednofazowego przepływu pary wodnej. Mimo tego dobierając parametry wejściowe analizy niepewności zdecydowano skorzystać ze wszystkich parametrów ciepłno-przepływowych dostępnych w kodzie MELCOR, także tych dedykowanych wodzie i przepływowi dwufazowemu. Motywacją takiego postępowania była chęć stworzenia standardowego zestawu parametrów przydatnych przy wszystkich rodzajach analiz ciężkich awarii. Ponadto mogłaby

się pojawić wątpliwość, że analiza jest zbyt uproszczona ze względu na pominięte niektóre parametry cieplno-przepływowe.

W analizowanym scenariuszu eksperymentalnym Phebus FPT-1 zagadnienia związane z wytrzymałością zbiornika reaktora i jego chłodzenia oraz wymywania wodnego aerozoli, w wyniku podawania strumienia gazów pod powierzchnię wody, nie były analizowane dlatego parametry z nimi związane nie brały udziału w analizie niepewności. Podczas eksperymentu FPT-1 nie wykorzystywano filtrów umieszczonych w obiegu chłodzenia ani w obudowie bezpieczeństwa, a także pasywnych autokatalitycznych rekombinatorów wodoru (ang. Passive Autocatalytic Recombiners – PARs). W eksperymencie Phebus FPT-1 nie wykorzystywano elementów ze stali nierdzewnej, nie doszło także do załamania się płyty wsporczej rdzenia i kontaktu stopionego rdzenia ze ścianką zbiornika reaktora oraz zapłonu i spalania wodoru. Dlatego też analiza parametrów wejściowych przedstawiona w rozdziale 5.2 niniejszej rozprawy pomija te grupy zjawisk i parametry wejściowe z nimi związane.

5.2. Wybór parametrów wejściowych

W badaniach literaturowych dotyczących analiz bezpieczeństwa ciężkich awarii z wykorzystaniem twierdzenia Wilksa oraz Wald-Guba stosuje się ograniczoną liczbę parametrów wejściowych, mimo że podejście to nie ogranicza liczby parametrów wejściowych będących przedmiotem analizy. Fakt ten w dużej mierze wynika z braku ugruntowanego podejścia do określania rozkładów i zakresów niepewności. Dokonując wyboru najważniejszych parametrów wejściowych, analitycy powszechnie wykorzystują proces PIRT, który jednak dla metody GRS nie jest obowiązkowy [29]. Jest to pewna niekonsekwencja tej metody, której podstawową cechą jest brak konieczności ograniczenia liczby parametrów wejściowych i z której wynika brak konieczności stosowania procesu PIRT. Cecha ta jednak nie jest w pełni wykorzystywana w praktycznych zastosowaniach metody GRS i liczba parametrów wejściowych jest subiektywnie ograniczana. Stosowanie twierdzenia Wilksa wymaga analizy wszystkich ważnych parametrów wejściowych. Jedną z najbardziej oczywistych metod na zapewnienie tego wymagania jest analiza wszystkich możliwych parametrów wejściowych i takie też podejście zastosowano w tej rozprawie doktorskiej. Efektem takiego podejścia jest nie tylko uwzględnienie wszystkich ważnych parametrów, ale także tych, które z punktu widzenia oceny eksperckiej mogłyby być uznane za mniej istotne lub o całkiem pomijalnym wpływie na uzyskane wyniki. Jest to szczególnie istotne dla analiz

ciężkich awarii, które są dużo bardziej skomplikowane w przebiegu niż awarie projektowe. Podejście takie pozwala uwzględnić także numeryczne powiązania pomiędzy parametrami i wzajemne powiązania pomiędzy analizowanymi zjawiskami. Efekty te zazwyczaj są zaniechane w analizach BEPU.

Nie wszystkie parametry wejściowe kodu obliczeniowego mogą być jednocześnie zmieniane w analizie wykorzystującej twierdzenie Wilksa. Parametry wejściowe zależne od siebie nie mogą być przedmiotem analizy bez wcześniejszego uwzględnienia ich wzajemnej zależności. Jednoczesne zwiększenie dwóch lub więcej współczynników danej korelacji modelującej zjawisko w kodzie obliczeniowym może skutkować przekroczeniem jej dopuszczalnego zakresu zmienności, a tym samym uzyskaniu нефizycznych wyników obliczeń. Dlatego też w analizach BEPU dla jednej korelacji stosowany jest najczęściej jeden parametr. W rozdziale 4.2.4 niniejszej rozprawy wskazano, że dla każdego parametru wejściowego, który jest niezależny można niezależnie określać zakres i rozkład niepewności, natomiast dla zależnych parametrów trzeba w analizie uwzględnić ich wzajemne powiązanie. Dlatego też w przedstawionej metodyce przy wyborze parametrów wejściowych kierowano się ich niezależnością.

5.2.1. Uwzględnienie specyfiki scenariusza awaryjnego

W analizowanym scenariuszu awaryjnym FPT-1 nie występują wszystkie możliwe zjawiska identyfikowane podczas ciężkiej awarii, stąd też nie zostały one uwzględnione w analizie. Poniżej kilka przykładów takich zjawisk:

- Ponowna krytyczność (ang. Recriticality) do którego przypisano dwa pod-zjawiska rozcieńczenie kwasu borowego (ang. Boron dilution) i rozdzielanie pochłaniaczy neutronów od paliwa (ang. Absorber-fuel separation);
- Zwilżanie (ang. Quenching), ponieważ w scenariuszu awaryjnym dla Phebus nie ma ponownego zalania rdzenia reaktora;
- Zjawiska dystrybucji i zachowania stopionego rdzenia w obudowie bezpieczeństwa (ang. Core Melt Distribution and Behaviour in Containment Phenomena);
- Detonacja wodoru (ang. Hydrogen Detonation), która z resztą nie jest modelowana w MELCOR;

- Wyrzut stopionego rdzenia ze zbiornika reaktora, co może powodować powstanie dodatkowych zjawisk, takich jak zapłon wodoru, uszkodzenie struktur w obudowie bezpieczeństwa.

5.2.2. Uwzględnienie ograniczeń kodu obliczeniowego

W publikacji [31] zidentyfikowano szeroką gamę pojedynczych zjawisk fizycznych. Na potrzeby metodyki przedstawionej w niniejszej rozprawie doktorskiej analizowano każde z tych zjawisk osobno i próbowano przypisać tym zjawiskom poszczególne parametry kody. Niemniej jednak kod MELCOR nie pozwala bezpośrednio przypisać niektórych z tych zjawisk konkretnym parametrom wejściowym kodu. Zjawiska te są analizowane w sposób zbiorczy, np.:

- Zmiana składu gazu (ang. Gas composition) i zmiana składu płynu (ang. Fluid composition) jest modelowane w MELCOR za pomocą pakietów CVH i FL opisanych w rozdziale 4.1. CVH/FL Packages Reference Manual [41], który opisuje wykorzystywane równania różniczkowe transportu masy i zastosowane uproszczenia. W ten sposób modelowany jest transport pary wodnej i powietrza znajdującego się w obudowie bezpieczeństwa lub azotu ewentualnie wydostającego się z hydro-akumulatorów. Ponadto MELCOR za pomocą pakietu COR modeluje produkcję wodoru w obecności pary wodnej, tlenu oraz azotu.
- Zjawiska puchnięcia koszulki paliwowej (ang. Ballooning), rozerwanie (ang. Flowering) i kruchość koszulki paliwowej (ang. Embrittlement) nie są modelowane osobno. Są modelowane w sposób ogólny w ramach zjawiska blokowania przepływu (ang. Blockage), a zjawisko kruchości jest modelowane w ramach zjawiska uszkodzenia struktur (ang. Failure of structures). Są to pojedyncze zjawiska, które związane są z uszkodzeniem prętów paliwowych wpływających na zmianę przepływów w rdzeniu i uszkodzenia rdzenia tworząc szczątki rdzenia.
- Zachowanie się filmu stopionych materiałów (ang. Molten film) i skorupy (ang. Crust) należące do grupy zjawisk związanych z relokowanym materiałem są modelowane pod kątem utleniania bez wyróżnienia na formę fizyczną materiałów uszkodzonego rdzenia.
- Zjawiska turbulენტnej, grawitacyjnej i dyfuzyjnej aglomeracji aerozoli (zgodnie z rozdziałem 2.4.2.1 Agglomeration Reference Manual [41]) wykorzystują współczynniki aglomeracyjnego i dynamicznego kształtu oraz gęstość turbulენტnej energii dyssypacji. Zjawiska te są zatem analizowane w ramach ogólnego zjawiska transportu radionuklidów.

Niektórych zjawisk podstawowych zidentyfikowanych w publikacji [31] kod MELCOR w ogóle nie modeluje. Przykłady takich zjawisk to:

- Efekty napromieniania (ang. Irradiated fuel effects) - napromieniowane paliwo uwalnia produkty rozszczepienia po rozpuszczeniu w ciekłym cyrkonie. Może również pęcznieć do spienionej masy w wyniku ekspansji gazu rozszczepialnego w matrycy paliwowej.
- Utlenianie paliwa – możliwość utleniania UO_2 przez parę wodną lub powietrze w wysokich temperaturach może zwiększyć uwolnienia substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego.
- Nawodorowanie (ang. Hydriding) – zdolność metalicznej fazy beta cyrkonu do absorpcji wodoru.
- Radioliza – produkcja wodoru w wyniku radiolizy wody.

Mimo opisanych ograniczeń kod MELCOR uważany jest za jeden z najbardziej rozwiniętych i wiarygodnych kodów obliczeniowych dedykowanych ocenie przebiegu ciężkiej awarii i oszacowaniu uwolnieniu substancji promieniotwórczych do środowiska.

5.2.3. Parametry wejściowe uwzględnione w analizie niepewności

Na podstawie publikacji [31] i [32] zdefiniowano 9 grup zjawisk. 7 z nich występujących w zbiorniku reaktora na podstawie pierwszej publikacji i 2 grupy występujące w obudowie bezpieczeństwa na podstawie drugiej publikacji. Łącznie 9 grupom przypisano 33 proste zjawiska fizyczne i chemiczne. Dla każdego prostego zjawiska próbowano przypisać parametry kodu obliczeniowego. Każdy parametr kodu MELCOR został przypisany tylko do jednego zjawiska i do jednej z grup typów parametrów zdefiniowanych w rozdziale 5.3.1 niniejszej rozprawy. Opis parametrów przypisanych poszczególnym zjawiskom, w których zostały one wykorzystane podano w aneksie 9.1 tej pracy, a w dokumentacji kodu MELCOR znajduje ich bardziej szczegółowa charakterystyka [42].

Każde z występujących w scenariuszu awaryjnym zjawisk, na podstawie publikacji [31] i [32], otrzymało ocenę konsensusu eksperckiego dotyczącego jego zrozumienia. Ponadto dokonano oceny zdolności kodu MELCOR do modelowania każdego ze zjawisk, a dla każdego z parametrów wejściowych dokonano także oceny zdolności właściwego modelowania opisanego za jego pomocą zjawiska. Zastosowana skala oceny zdefiniowana jest w rozdziale 5.3.1 niniejszej rozprawy. Celem tej analizy było zidentyfikowanie czy niepewność związana z modelowaniem danego zjawiska wynika z zastosowanych modeli i korelacji, czy też

z wykorzystywanych wartości współczynników. Wszystkie parametry wejściowe kodu zostały zestawione w aneksie 9.2 tej pracy, wraz ze zjawiskami fizycznymi, do których zostały przypisane, wartościami najlepszego szacowania i zakresami zmienności.

Praktyczna realizacja weryfikacji metodyki została ograniczona jedynie do parametrów wewnętrznych kodu, oprócz parametrów przypisanych grupie zjawisk – związanych z mocą reakcji rozszczepienia i ciepłem powyłęczeniowym, które niezależnie od modelowanego obiektu jądrowego i scenariusza awaryjnego zawsze muszą być w modelu zdefiniowane. Parametry związane z warunkami początkowymi i brzegowymi w przypadku analiz bezpieczeństwa mogą być z powodzeniem określane za pomocą zaprezentowanej tutaj metodyki, jednak w praktyce niepewności tych parametrów są określone w projekcie reaktora i jego dokumentacji, jak np. tempo otwierania zaworu, albo dopuszczalny zakres oporu hydraulicznego odcinka rurociągu systemu bezpieczeństwa.

5.3. Określenie dopuszczalnego zakresu zmienności i rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych

Obszarem metody GRS (niem. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit) wymagającym największej uwagi podczas wykonywania analizy BEPU (ang. Best Estimate Plus Uncertainty) jest określenie zakresu zmienności i rozkładu gęstości prawdopodobieństwa poszczególnych parametrów wejściowych. Jednym ze stosowanych podejść do określania rozkładów i zakresów niepewności jest tzw. osąd inżynierski oparty na doświadczeniu analityka [61] lub wykorzystywanych parametrach rozkładu gęstości prawdopodobieństwa przez innych analityków. Podejście to jest obciążone istotną niepewnością związaną z subiektywną oceną eksperta, która nie zawsze oparta jest na pełnej ocenie możliwości modelowych kodu i aktualnego stanu wiedzy w zakresie poszczególnych zjawisk. Drugim stosowanym podejściem jest wnikliwa ocena niepewności danego parametru w oparciu o dane eksperymentalne [62]. Niemniej jednak możliwości zastosowania tego podejścia dla analiz ciężkich awarii są znacznie ograniczone ze względu na dostępność i ilość danych eksperymentalnych. Prowadzone są badania naukowe z wykorzystaniem wstecznej kwantyfikacji niepewności (ang. Inverse Uncertainty Quantification), które pozwalają określić zakres i rozkład niepewności parametrów wejściowych na bazie wyników eksperymentów. Nie jest to jednak metoda stosowana na szeroką skalę i nadal podstawą kwantyfikacji niepewności parametrów wejściowych są oceny eksperckie. Autor rozprawy prowadził badania i publikował

prace w tym zakresie z wykorzystaniem uczenia maszyn [35], [63]. Badania te zostały wykorzystane do przyjęcia rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych, co opisano w rozdziale 5.3.3 niniejszej rozprawy. W przypadku ciężkich awarii istnieje duża liczba zjawisk fizycznych i chemicznych, dla których należy skwantyfikować niepewności parametrów wewnętrznych wykorzystywanych w ich modelowaniu. Wymaga to dużego nakładu pracy i czasu, dlatego w rozdziale tym zaproponowano metodę pozwalającą określić niepewności parametrów wejściowych możliwie niezależnie od subiektywnego osądu inżynierskiego i która będzie efektywna pod względem wykorzystania zasobów. W zaproponowanej metodyce, zakres zmienności poszczególnych parametrów został określony na podstawie eksperckiej oceny stanu wiedzy poszczególnych zjawisk, natomiast rozkład gęstości prawdopodobieństwa na bazie podejścia ukierunkowanego na zapewnienie rozsądnych marginesów bezpieczeństwa.

5.3.1. Matryca zakresów zmienności

Mając na względzie, że zaproponowane podejście do określania zakresów zmienności poszczególnych parametrów ma mieć dość ogólny charakter, aby nie analizować poszczególnych parametrów, ale całe ich grupy, konieczne było dokonanie pewnych uproszczeń. Niepraktyczne jest analizowanie zakresów i rozkładów niepewności dla wszystkich kilkuset parametrów wejściowych. W zaproponowanej metodyce zakres zmienności danego parametru zależy od kategorii, do której został przypisany. Kategoria ta jest definiowana za pomocą matrycy zakresów niepewności, która jest wypadkową poziomu rozumienia danego zjawiska oraz sposobu jego modelowania w kodzie obliczeniowym. Matryca zakresów zmienności bazuje na trzech czynnikach mających wpływ na ostateczne przypisanie zakresów zmienności poszczególnym parametrom, tj. poziomie zrozumienia zjawiska, zdolności kodu do jego modelowania lub pewności określania współczynnika wykorzystywanego do jego modelowania oraz typu parametru i modelu który go wykorzystuje. Celem stworzenia matrycy zakresów zmienności jest uproszczenie procedury określania zakresów zmienności poprzez zastosowanie podobieństwa pomiędzy analizowanymi parametrami wejściowymi.

Pierwszym czynnikiem jest poziom rozumienia zjawisk bazujący na dostępnej literaturze. Publikacja [31] zawiera ocenę ekspercką poszczególnych zdefiniowanych w nich zjawisk podstawowych występujących w ciężkich awariach w zbiorniku reaktora, natomiast publikacja [32] zawiera informacje o eksperymentach weryfikujących zjawiska ciężkich awarii jakie

występują w obudowie bezpieczeństwa. W publikacji [31] zdefiniowano te poziomy w następujący sposób:

- Poziom H (High) – wysoki poziom zrozumienia zjawiska. Proces jest właściwie modelowany przez kody obliczeniowe i ogólnie dobrze zweryfikowany.
- Poziom M (Medium) – średni poziom zrozumienia zjawiska. Przypisane do tego poziomu zjawiska są w całości zrozumiałe, pozostają niepewności dotyczące niezbadanych zakresów wartości parametrów lub zachowania zjawisk w skali obiektu przemysłowego. Główne procesy są opisane za pomocą właściwych modeli, które jednak nie są w pełni zweryfikowane z powodu ograniczonej bazy danych.
- Poziom L (Low) – niski poziom zrozumienia zjawiska. Przypisane do tego poziomu jest zjawiska są częściowo zrozumiałe, modele je opisujące są cząstkowe, a ich proces weryfikacji niewystarczający.

Publikacja [31] skupia się jedynie na zjawiskach występujących w zbiorniku reaktora podczas ciężkiej awarii i jej zakres musiał zostać rozszerzony o publikację [32], która dotyczy pozostałych zjawisk ciężkich awarii, czyli tych występujących w obudowie bezpieczeństwa. Jednak publikacja [32] nie zawiera oceny zdefiniowanych w niej zjawisk pod kątem poziomu ich zrozumienia. Podaje natomiast eksperymenty, w których dane zjawisko było analizowane i rozpoznawane. Na tej podstawie oceniono poziom rozumienia tych zjawisk zgodnie z wyżej zaprezentowaną skalą.

Ocena konsensusu eksperckiego zaprezentowana w publikacji [31] pochodzi z 2000 roku, a w publikacji [32] z 2014 roku. Stan wiedzy mógł ulec zmianie od tego czasu, dlatego też dokonując oceny zdolności kodu do modelowania danego zjawiska analityk ma możliwość zmiany tej oceny. Gdyby pojawiła się nowsza ocena stanu wiedzy dotyczącej poszczególnych zjawisk, wtedy także można dostosować klasyfikację parametrów do nowej oceny. Gdy użytkownik kodu ocenia, że dane zjawisko jest słabo modelowane w kodzie, to wtedy obniża poziom oceny tego zjawiska i zwiększa tym samym zakres zmienności parametru wejściowego.

Drugim czynnikiem jest zdolność kodu obliczeniowego do modelowania danego zjawiska bazująca na ocenie analityka wspartej danymi literaturowymi, eksperymentalnymi i walidacyjnymi. Drugi czynnik może modyfikować pierwszy czynnik, poprzez podniesienie, obniżenie lub pozostawienie poziomu rozumienia zjawiska. Tym samym pozwala on indywidualnie scharakteryzować poziom wiedzy na temat danego zjawiska w świetle możliwości modelowych danego kodu obliczeniowego. Analityk ocenia zdolność kodu do

modelowania danego zjawiska szczegółowego lub pewność określania wartości parametru wykorzystywanego w modelowaniu tego zjawiska przez kod obliczeniowy na trzech poziomach:

- Współczynnik „+1” – zdolność kodu MELCOR do modelowania zjawiska jest większa niż spodziewana. Przypisanie tego poziomu musi być dobrze umotywowane, ponieważ podwyższa ocenę ekspercką zaproponowaną w przyjętej literaturze. Powodem przypisania tego współczynnika może być rozwój nauki w zakresie danego zjawiska połączony ze znacznym rozwojem kodu obliczeniowego uwzględniającego najnowsze osiągnięcia naukowe. Efektem przypisania tego współczynnika jest podniesienie poziomu rozumienia zjawiska, a tym samym zmniejszenie przypisanego mu zakresu zmienności. W przedstawionej tu pracy nie korzystano z tego współczynnika.
- Współczynnik „0” – zdolność kodu MELCOR do modelowania zjawiska lub pewność określania parametru wykorzystywanego w modelowaniu MELCOR jest zgodna z oczekiwaniami środowiska naukowego, czyli przypisanym w literaturze temu zjawisku poziomem rozumienia. Efektem przypisania tego współczynnika jest brak zmiany poziomu rozumienia zjawiska. Współczynnik ten zastosowano dla większości parametrów.
- Współczynnik „-1” – zdolność kodu MELCOR do modelowania zjawiska lub pewność określania wartości parametru wykorzystywanego w modelowaniu jest poniżej oczekiwań środowiska naukowego, czyli jest poniżej przypisanego w literaturze temu zjawisku poziomu rozumienia.

Efektem przypisania tego współczynnika jest obniżenie poziomu rozumienia zjawiska, a tym samym zwiększenie przypisanego mu zakresu zmienności. Współczynnik ten przypisano np. parametrom P-90, P-91 i P-92, które określają współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania odpowiednio cyrkonu, dwutlenku cyrkonu i dwutlenku uranu. Wartość domyślna dla kodu MELCOR 2.2 wynosi 7500 W/m²K podczas gdy dla wersji kodu 1.86 wynosiła 1000 W/m²K. Tak duża zmiana wskazuje na brak pewności co do wartości tych parametrów.

Może wystąpić sytuacja, w której modelowane zjawisko otrzymało poziom L i na podstawie oceny kodu MELCOR zastosowano współczynnik „-1”, wtedy parametr ten otrzymuje jeszcze niższy niż zdefiniowany w publikacji [31] poziom, który określono jako VL (Very Low). W analizowanym przypadku poziom VL przypisano tylko jednemu parametrowi, tj. P-108. Jest to prędkość opadających szczątków rdzenia do dolnej komory mieszania. Ze względu na rzadkość pojawiania się tego poziomu zdecydowano, że zasadne będzie zastosowanie

indywidualnego podejście do określania zakresów zmienności dla takiego parametru. Dopuszczalny zakres zmian parametru P-108 przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.20.1.

Trzecim czynnikiem jest zastosowany w kodzie obliczeniowym sposób modelowania danego zjawiska. W tym celu zdefiniowano w zaproponowanej metodyce szereg grup pozwalających ocenić charakter parametru wejściowego i model, w którym jest wykorzystany. Poniżej przedstawiono charakterystykę każdej z grup.

- Grupa A – parametry fizyczne lub materiałowe albo parametry pochodzenia zewnętrznego, np. wyniki obliczeń z innych kodów obliczeniowych szczegółowo modelujących dane zjawisko. Do grupy tej należy np. ciepło powyłaczeniowe reaktora. Do grupy tej mogą być zaliczane także warunki początkowe, takie jak ciśnienie poduszki gazowej w hydroakumulatorach oraz warunki brzegowe modelu, takie jak np. charakterystyki działania systemów bezpieczeństwa.
- Grupa B – współczynniki w modelu mechanistycznym lub równaniu kryterialnym, np. stała w równaniu wymiany ciepła dla przepływu turbulentnego w rurach – parametr P-15. Zgodnie z książką [22] modele mechanistyczne stosują równania różniczkowo-całkowe, aby w dokładny sposób symulować dane zjawisko fizyczne.
- Grupa C – współczynnik w modelu parametrycznym (empirycznym), np. współczynnik w parametrycznym modelu tempa utleniania stali przez parę wodną – parametr P-52.
- Grupa D – parametr stosowany w kodzie obliczeniowym w zastępstwie modelu mechanistycznego lub parametrycznego albo kryterium wystąpienia danego zjawiska. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się jakimkolwiek równaniem lub modelem. Do grupy tej należą, np. współczynnik wymiany ciepła pomiędzy szczątkami rdzenia i dennicą zbiornika reaktora – parametr P-110 lub kryterium temperaturowe utraty stateczności przez koszulkę paliwową – parametr P-83.
- Grupa E – parametr нефизyczny, specyficzny dla MELCOR. Parametr należący do tej grupy może odnosić się do stabilności numerycznej obliczeń lub odpowiadać za „dynamizowanie” wykorzystywanych modeli statycznych. Do grupy tej należy np. stała czasowa relokacji stopionego materiału, wykorzystywana w modelu przemieszczania stopionego materiału i szczątek rdzenia podczas degradacji rdzenia – parametr P-88.
- Grupa F – parametr związany z wyborem jednego z dostępnych w MELCOR modeli stosowanych do modelowania wybranego zjawiska. Do grupy tej należy, np. opcja wyboru

modelu turbulentnej depozycji aerozoli w prostych odcinkach rurociągów – parametr P-172.

W tabeli 5.1 przedstawiono przyjęte zakresy zmienności dla poszczególnych kategorii parametrów wejściowych niebędących temperaturą, natomiast w tabeli 5.2 dla parametrów będących temperaturą. Parametry wejściowe mające charakter temperatury wyłączono spośród pozostałych parametrów. Motywacją tego podejścia jest względna łatwość i powszechność mierzenia tego parametru w badaniach eksperymentalnych. Jest to parametr powszechnie stosowany w korelacjach mechanistycznych i empirycznych, a także samodzielnie stanowiący kryteria wystąpienia różnych zjawisk. Dla przykładu modele uszkodzenia struktur metalowych stosują kryterium temperaturowe, a tempo reakcji chemicznej utleniania metali oraz uwalniania substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego zależą bezpośrednio od temperatury. Powszechność stosowania temperatury jako parametru powoduje, że jego zakres zmienności w różnych korelacjach jest znacznie mniejszy niż dla innych parametrów. Ponadto istnieje zdefiniowany dopuszczalny zakres zmian tego parametru w analizach ciężkich awarii, którego definitywne maksimum można przyjąć jako wartość temperatury topnienia dwutlenku uranu, która zgodnie z publikacją [64] wynosi 3120 K.

W podrozdziałach od 5.3.1.1 do 5.3.1.13 przedstawiono uzasadnienia dla zakresów zmienności przyjętych w tabeli 5.1, natomiast uzasadnienie przyjętych zakresów dla tabeli 5.2 przedstawiono w podrozdziale 5.3.1.14. W ramach przypisania parametrów do poszczególnych grup zidentyfikowano najczęściej spotykane w literaturze zakresy zmienności. Należy pamiętać, że wybrany zakres zmienności związany jest także z przyjętym jednorodnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa (uzasadnienie jego przyjęcia znajduje się w rozdziale 5.3.3). Ponadto wybrany dla danej grupy zakres zmienności powinien być na tyle uniwersalny, aby mógł być stosowany dla wszystkich parametrów z grupy.

Tabela 5.1. Matryca zakresów zmienności dla parametrów niebędących temperaturą.

		Grupa parametrów w kodzie MELCOR				
		A	B	C	D i E	F
Poziom rozumienia zjawisk po uwzględnieniu zdolności kodu MELCOR do jego modelowania	H	±2%	±8%	±25%	±25%	80% prawdopodobieństwa dla preferowanego modelu i 20% dla pozostałych
	M	±8%	±25%	±50%	±50%	50% prawdopodobieństwa dla preferowanego modelu i 50% dla pozostałych
	L	±25%	±50%	/3 lub x3	/3 lub x3	Takie samo prawdopodobieństwo wszystkich modeli
	VL	indywidualna ocena				Takie samo prawdopodobieństwo wszystkich modeli

Tabela 5.2. Matryca zakresów zmienności dla parametrów będących temperaturą.

		Grupa parametrów w kodzie MELCOR			
		A	B	C	D i E
Poziom rozumienia zjawisk po uwzględnieniu zdolności kodu MELCOR do jego modelowania	H	±2%	±8%	±12%	±12%
	M	±8%	±12%	±12%	±12%
	L	±12%	±12%	±12%	±12%

5.3.1.1. Kategoria A-H

Do kategorii A-H należą parametry fizyczne lub parametry pochodzenia zewnętrznego (np. wyniki obliczeń kodów Computational Fluid Dynamics – CFD lub innych kodów obliczeniowych), które dotyczą zjawisk o wysokim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Kategoria ta charakteryzuje się największą pewnością przyjmowanej wartości. Wynika ona ze źródła jej pochodzenia, którym są pomiary eksperymentalne lub szczegółowe obliczenia i dla których niepewność jest niewielka. Do kategorii tej należą tylko parametry, dla których istnieje duża pewność rozumienia zjawisk, a zdolność do modelowania tego typu

zjawisk w MELCOR jest wysoka. Do kategorii tej należą np. ciepło właściwe UO_2 oraz moc początkowa reaktora.

Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 2\%$. Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych. Dla mocy początkowej reaktora w literaturze przyjmowane są różne zakresy zmienności, ale mieszczą się one w zakresie od $\pm 1.5\%$ w publikacji [26] przez $\pm 2\%$ w publikacjach [65], [66], [60] do $\pm 3\%$ w publikacjach [67], [68]. Mając na względzie, że dla wszystkich kategorii parametrów przyjmowany jest jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa (uzasadnienie przyjmowanego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa przedstawiono w podrozdziale 5.3.2.20), który wprowadza duży konserwatyzm do analiz niepewności, zasadnym wydaje się unikanie nadmiernego konserwatyizmu w wyborze zakresu zmienności, stąd też przyjęto zakres zmienności $\pm 2\%$.

Dla ciepła właściwego UO_2 w publikacji [69] przyjęto zakres zmienności wynoszący $\pm 2\%$, natomiast w publikacji [70] zastosowano także $\pm 2\%$ zakres zmienności przy jednorodnym rozkładzie gęstości prawdopodobieństwa.

5.3.1.2. Kategoria A-M

Kategoria A-M to parametry fizyczne lub parametry pochodzenia zewnętrznego (np. wyniki CFD lub innych kodów obliczeniowych), które dotyczą zjawisk o średnim konsensusie eksperckim. Do kategorii tej należą tylko parametry, dla których istnieje pełne zrozumienie, a istniejące niepewności dotyczą niezbadanych zakresów zmienności parametrów lub zachowania zjawiska w pełnej skali. MELCOR opisuje proces za pomocą właściwego modelu, który jednak nie jest w pełni zweryfikowany z powodu ograniczonego dostępu danych eksperymentalnych.

Dla grupy tej przyjęto zakres zmienności $\pm 8\%$. Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych dotyczących różnych parametrów przypisanych do tej kategorii. Dla większości przypadków zakres zmienności wynosił $\pm 8-10\%$, a mając na względzie zastosowany w metodyce jednorodny zakres zmienności, zdecydowano o zastosowaniu mniejszego zakresu zmienności z przytoczonego przedziału literaturowego.

W publikacji [69] dla ciepła powyłączeniowego przyjęto zakres zmienności $\pm 8\%$, a dla przewodności cieplnej koszulki paliwowej zakres zmienności $\pm 10\%$. Ten sam zakres zmienności dla ciepła powyłączeniowego przyjęto także w publikacji [65], a dla przewodności

cieplnej paliwa $\pm 15\%$ z normalnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa dla obu parametrów. W publikacji [67] ciepło powylaczeniowe ma przypisany jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 8\%$, a przewodność cieplna normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 10\%$. W publikacji [70] zastosowano $\pm 10\%$ zakres zmienności dla przewodności cieplnej cyrkonu, ZrO_2 i UO_2 przy jednorodnym rozkładzie gęstości prawdopodobieństwa. W publikacji [71] dla przewodności cieplnej paliwa przyjęto zakres zmienności $\pm 10\%$. W publikacji [72] dla przewodności cieplnej zbiornika reaktora przyjęto normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa, dla którego zakres zmienności (wyznaczony wartościami, 2 sigma stanowiącymi granice dla zakresu, w którym znajduje się 95% populacji) wynosi około $\pm 12,5\%$. Podobnie dla emisyjności struktury przyjęto normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa, którego zakres 2 sigma odpowiada zakresowi zmienności $\pm 7,5\%$.

W publikacji dotyczącej analiz niepewności dla kodu ASTEC [73] przyjęto dla większości parametrów materiałowych zakres zmienności $\pm 10\%$. W publikacji [17] dla grubości pokrywy suchej części obudowy bezpieczeństwa przyjęto zakres zmienności wynoszący $\pm 13,3\%$, który ma jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa. W tej samej publikacji dla modułu elastyczności śrub pokrywy suchej części obudowy bezpieczeństwa przyjęto zakres zmienności wynoszący $\pm 5\%$, który również ma jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

5.3.1.3. Kategoria A-L

Do kategorii A-L należą parametry fizyczne lub parametry pochodzenia zewnętrznego, które dotyczą zjawisk o niskim konsensusie eksperckim dotyczącym jego zrozumienia. Kategoria ta charakteryzuje się najmniejszą pewnością przyjmowanej wartości. Parametr przypisany do tej kategorii wykorzystywany jest do modelowania zjawiska, które jest jedynie częściowo zrozumiałe, a proces jego weryfikacji niewystarczający. Do kategorii tej przypisano np. średnicę hydrauliczną szczątek rdzenia dla obszaru rdzenia oraz porowatość względną szczątek rdzenia, którym w literaturze przypisano następujące zakresy niepewności:

- średnica hydrauliczna szczątek rdzenia dla obszaru rdzenia – parametr P-105:
 - zakres zmienności ok. $\pm 43\%$ dla nieznanego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [74];
 - zakres zmienności $\pm 50\%$ dla jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [75];

- mnożnik 5 dla log-normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [76];
- zakres zmienności $\pm 40\%$ dla jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [50];
- zakres zmienności $\pm 40\%$ dla normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [77];
- porowatość względna szczątek rdzenia – parametr P-106:
 - zakres zmienności $\pm 25\%$ dla beta rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [78];
 - zakres zmienności $\pm 25\%$ dla nieznanego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [74];
 - zakres zmienności $-75\%/+25\%$ dla log-normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [76];
 - zakres zmienności $\pm 20\%$ (2 sigma) dla normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [50];
 - zakres zmienności ok. $-74\%/+31\%$ dla normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [79];
 - zakres zmienności $\pm 20\%$ (2 sigma) dla normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w publikacji [77].

Mając na względzie stosowane w literaturze zakresy zmienności i ogólny charakter przyjmowanego w niniejszej metodologii zakresu zmienności zdecydowano o zastosowaniu $\pm 25\%$ zakresu zmienności.

5.3.1.4. Kategoria B-H

Do kategorii B-H należą współczynniki wykorzystywane w modelach mechanistycznych lub równaniach kryterialnych, które dotyczą zjawisk o wysokim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Do kategorii tej należą tylko parametry, dla których istnieje duża pewność rozumienia zjawisk, a zdolność do modelowania tego typu zjawisk w MELCOR jest wysoka. Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 8\%$. Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych dotyczących modelowania zjawisk cieplno-przepływowych o dużej pewności ich rozumienia.

W publikacji [69] dla współczynnika przepływu krytycznego (ang. liquid choke flow coefficient) przyjęto zakres zmienności $\pm 5\%$, dla współczynników wymiany ciepła jednofazowego wody oraz pary wodnej, wrzenia pęcherzykowego i wrzenia błonowego przyjęto zakres zmienności $\pm 10\%$. Dla wszystkich parametrów opisujących te zjawiska przypisano jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [55] dotyczącej analizy rozszerzonych warunków projektowych dla reaktora sodowego IV-tej generacji przyjęto normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa dla wymiany ciepła w wytwornicy pary po stronie płaszcza i zakres zmienności dla przedziału 2 sigma wynoszący $\pm 12,2\%$, dla pojemności cieplnej wewnętrznych struktur jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 10\%$, natomiast dla przewodności cieplnej także jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 10\%$.

W publikacji [67] dla współczynników wymiany ciepła w korelacjach Dittus-Bolter i Mc Adams przyjęto zakres zmienności wynoszący $\pm 15\%$ i jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

5.3.1.5. Kategoria B-M

Do kategorii B-M należą współczynniki wykorzystywane w modelach mechanistycznych lub równaniach kryterialnych, które dotyczą zjawisk o średnim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 25\%$. Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych dotyczących modelowania zjawisk cieplno-przepływowych o średniej pewności ich rozumienia.

W publikacji [69] dla krytycznego strumienia ciepła przyjęto zakres zmienności $\pm 20\%$ i jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [65] przyjęto zakres zmienności dla współczynników wymiany ciepła przy: konwekcji wymuszonej około $\pm 25\%$, wrzeniu błonowym – około $\pm 37\%$, a wrzeniu pęcherzykowym – około $\pm 30\%$ z normalnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa. Dla krytycznego strumienia ciepła przyjęto zakres zmienności około $\pm 36\%$ przy tym samym rozkładzie gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [67] dla parametrów dotyczących wrzenia pęcherzykowego przyjęto zakres zmienności $\pm 20\%$, a dla wrzenia błonowego w basenach wodnych $\pm 25\%$. Natomiast dla współczynnika wymiany ciepła w warunkach osuszania rdzenia przyjęto w zależności od

korelacji od ± 25 do $\pm 35\%$. We wszystkich tych przypadkach stosowano jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [26] dla parametrów wejściowych dotyczących współczynnika wymiany ciepła przy wrzeniu pęcherzykowym przyjęto normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa z zakresem dla 2 sigma wynoszącym $\pm 24\%$, natomiast dla współczynników oporu przepływu dla różnych reżimów przepływu dwufazowego od ± 26 do $\pm 36\%$ przy normalnym rozkładzie gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [71] przyjęto zakres zmienności dla współczynnika wymiany ciepła od -25% do $+50\%$ i stwierdzono, że dane eksperymentalne wskazują na zakres zmienności wynoszący $\pm 40\%$ w stosunku do korelacji Dittus-Boelter dla jednofazowej wymiany ciepła.

W publikacji [70] zastosowano $\pm 20\%$ zakres zmienności dla współczynnika wymiany ciepła przy konwekcji wymuszonej dla pary wodnej i $\pm 25\%$ zakres zmienności przy konwekcji wymuszonej dla gazów zakładając przy tym jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [80], której celem było dopasowanie parametrów korelacji Rohsenow dla wrzenia pęcherzykowego wskazano, że zgodność zaproponowanej korelacji z danymi eksperymentalnymi dla różnych czynników chłodniczych i różnych materiałów w większości przypadków mieści się w zakresie $\pm 20\%$.

5.3.1.6. Kategoria B-L

Do kategorii B-L należą współczynniki wykorzystywane w modelach mechanistycznych lub równaniach kryterialnych, które dotyczą zjawisk o niskim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 50\%$. Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych dotyczących modelowania zjawisk ciepłno-przepływowych o niskiej pewności ich rozumienia. Dane literaturowe w tym zakresie są dość ograniczone i trudno było zebrać dobrą statystykę stosowanych zakresów niepewności, dlatego zdecydowano zastosować najmniejszy zidentyfikowany zakres zmienności, opierając się przy tym wyborze na zastosowanym w metodyce jednorodnym rozkładzie gęstości prawdopodobieństwa.

W publikacji [67] dla parametrów charakteryzujących opory przepływu zgodnie z korelacją Darcy-Weisbach przypisano trójkątny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności od -75% do $+50\%$.

W publikacji [71] dla przewodności cieplnej szczeliny gazowej pręta paliwowego określono zakres zmienności na $\pm 80\%$.

5.3.1.7. Kategoria C-H

Do kategorii C-H należą współczynniki wykorzystywane w modelach parametrycznych, które dotyczą zjawisk o wysokim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Do kategorii tej należą tylko parametry, dla których istnieje duża pewność rozumienia zjawisk, a zdolność do modelowania tego typu zjawisk w MELCOR jest wysoka. Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 25\%$. Zakres ten jest identyczny z zakresem przypisanym grupie A-L i B-M.

Wartość ta została przyjęta na bazie danych literaturowych dotyczących zdolności modelu CORSOR-Booth do modelowania uwolnień substancji promieniotwórczych. Posłużono się przy tym publikacją opisującą walidację modelu CORSOR-Booth [81] dla eksperymentów Phebus FPT-1, VERCORS i VI. Do tego celu wybrane zostały tzw. lotne substancje promieniotwórcze, dla których wiedza ekspercka co do mechanizmu ich uwalniania jest największa. Do kategorii tej należą następujące pierwiastki: ksenon, jod, cez i tellur. Wyniki ostatecznej frakcji uwolnionych z paliwa pierwiastków dla analizowanych eksperymentów zaprezentowano w tabeli 5.3 poniżej. Wyniki uzyskane za pomocą modelu CORSOR-Booth porównano z wynikami eksperymentu i uzyskaną niezgodność podano w procentach.

Tabela 5.3. Niepewność wyników uzyskanych za pomocą modelu CORSOR-Booth do wyników poszczególnych eksperymentów dla lotnych substancji promieniotwórczych (opracowanie własne na bazie publikacji [81]).

		Eksperyment					
		Phebus FPT-1	VERCORS- 2	VERCORS- 4	VI-2	VI-3	VI-5
Pierwiastki promieniotwórcze	Xe	+20,0%	-	+15,0%	-	-	-
	I	-2,3%	-	+14,1%	-	-	-
	Cs	-1,2%	+23,3%	+5,4%	+37,3%	+3,1%	-1,0%
	Te	0,0%	-	0,0%	-	-	-

W ramach analizowanych eksperymentów zakres zmienności w stosunku do danych eksperymentalnych dla ostatecznych uwolnień substancji promieniotwórczych z paliwa wynosi

od -2,3% do +37,3%. Poza jednym przypadkiem, tj. uwolnienia Cs dla VI-2, zgodność modelu i eksperymentów mieści się w zakresie $\pm 25\%$. Wyniki uzyskane w ramach raportu [82] dla eksperymentu Phebus FPT-1 dla czasu eksperymentu 20 000 sekund wskazały na niedoszacowanie wyników uzyskanych za pomocą modelu CORSOR-Booth. W przypadku jodu było to -18,4%, a dla cezu -8,2%. Mając na względzie wszystkie powyżej przytoczone wyniki zdecydowano przyjąć zakres zmienności wynoszący $\pm 25\%$.

Do kategorii C-H zaliczono także parametry dotyczące utleniania cyrkonu, tj. P-50 i P-51 oraz utleniania stali nierdzewnej P-52, dla których w publikacji [77] przyjęto rozkład normalny, a zakres zmienności 2 sigma przyjęto jako $\pm 20\%$. Dla parametru P-50 w publikacji [83] przyjęto jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 10\%$. Przegląd literaturowy dla parametrów dotyczących utleniania metali potwierdza prawidłowość przyjętego zakresu niepewności.

5.3.1.8. Kategoria C-M

Do kategorii C-M należą współczynniki wykorzystywane w modelach parametrycznych, które dotyczą zjawisk o średnim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia.. Dla kategorii tej przyjęto zakres zmienności $\pm 50\%$, który został określony na bazie publikacji opisującej walidację modelu CORSOR-Booth [81] dla eksperymentów Phebus FPT-1, VERCORS-4. Do tego celu wybrane zostały tzw. pół-lotne substancje promieniotwórcze, dla których wiedza ekspercka co do mechanizmu ich uwalniania jest niepełna i można ją uznać za średnią. Do grupy tej należą bar i molibden. Wyniki ostatecznej frakcji uwolnionych z paliwa pierwiastków dla analizowanych eksperymentów zaprezentowano w tabeli 5.4. Wyniki uzyskane za pomocą modelu CORSOR-Booth porównano z wynikami eksperymentu i uzyskaną niezgodność podano w procentach.

Tabela 5.4. Niepewność wyników uzyskanych za pomocą modelu CORSOR-Booth do wyników poszczególnych eksperymentów dla pół-lotnych substancji promieniotwórczych (opracowanie własne na bazie [81]).

		Eksperyment	
		Phebus FPT-1	VERCORS-4
Pierwiastki promieniotwórcze	Ba	-60,0%	-99,37%
	Mo	-7,0%	+64,0%

W ramach analizowanych eksperymentów zakres zmienności w stosunku do danych eksperymentalnych dla ostatecznych uwolnień substancji promieniotwórczych z paliwa wynosi od -99,37% do +64,0%. Poza jednym przypadkiem, tj. uwolnienia Ba dla VERCORS-4, zgodność modelu i eksperymentów mieści się w zakresie $\pm 65\%$.

Ponadto dla parametrów P-28 i P-29, dotyczących wymiany ciepła przez promieniowanie, które przypisano do grupy parametrów C-M w publikacji [79] określono normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 80\%$.

W publikacji [17] podano zakres zmienności dla parametru przypisanego do grupy C-M (nie jest on analizowany w ramach eksperymentu Phebus FPT-1) – kryterium zapłonu wodoru określanego jako molowy udział wodoru w objętości. Zakres zmienności przyjęty do analizy niepewności to 0,05-0,2 z trójkątnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa i modą 0,1, a zatem zakres zmienności wynosi od -50% do +100%.

Mając na względzie powyższe analizy dopuszczalnych zakresów niepewności parametrów różnych rodzajów zjawisk należących do tej kategorii zdecydowano o przypisaniu tej kategorii zakresu niepewności $\pm 50\%$. Zakres ten jest identyczny z zakresem zmienności przypisanym grupie B-L.

5.3.1.9. Kategoria C-L

Do kategorii C-L należą współczynniki wykorzystywane w modelach parametrycznych, które dotyczą zjawisk o niskim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. W oparciu o badania literaturowe zidentyfikowano, że częstą praktyką w przypadku określania zakresu zmian parametrów obarczonym dość dużym błędem jest stosowanie współczynnika, który dzieli wartość domyślną kodu albo ją mnoży wyznaczając skrajne wartości dopuszczalnego zakresu zmian tego parametru. Posłużono się tą praktyką przy wyznaczaniu zakresu niepewności dla kategorii C-L, dla której przyjęto zakres zmienności, którego minimalna wartość jest wyznaczana przez podzielenie przez 3 wartości najlepszego szacowania analizowanego parametru wejściowego, a wartość maksymalna przez pomnożenie jej przez 3.

Dla zdefiniowanej w tej pracy grupy parametrów C-L znajduje się niewiele danych literaturowych dotyczących przyjmowanych zakresów niepewności. Niemniej jednak oszacowano go na podstawie publikacji opisującej walidację modelu CORSOR-Booth [81] dla eksperymentu Phebus FPT-1 i uwolnień rutenu z paliwa jądrowego, który jest pierwiastkiem

reprezentującym tzw. mało lotne substancje promieniotwórcze. Wyniki zaprezentowane w publikacji [81] wskazują, że zdolność modelowania kodu MELCOR z wykorzystaniem modelu CORSOR-M dla tego pierwiastka była niska. Dlatego dla modelu CORSOR-Booth zmieniono wartość parametru P-68 (odpowiadającego za uwolnienia rutenu z paliwa jądrowego) z wartości 0,0004 na wartość 0,0025. Efektem zmiany było właściwe przewidywanie całkowitych uwolnień Ru dla eksperymentu Phebus FPT-1. Nastąpiło zatem ponad 6-krotne zwiększenie wartości tego parametru.

Do grupy C-L przypisano także parametr P-107, który związany jest z modelem strumienia ciepła osuszania cząstek rdzenia z użyciem zero-wymiarowej korelacji Lipińskiego. Na podstawie publikacji [84] można określić zakres zmienności strumienia ciepła dla wody dla osuszania cząstek rdzenia równy około $\pm 460\%$. Wyniki uzyskane za pomocą korelacji Lipińskiego wpasowane są w centrum rozrzutu danych eksperymentalnych.

Mając na względzie fakt, że analizowane powyżej parametry zostały zwalidowane na podstawie pewnych danych eksperymentalnych nie jest uzasadnione zmienianie domyślnych wartości parametrów w zbyt dużym zakresie niepewności. Ponadto z punktu widzenia stabilności kodu nie jest uzasadnione zmienianie wartości parametrów, w tak szerokim zakresie jak powyżej wskazano, czyli nawet 6-krotnie. Uwzględniając także rozszerzenie przeprowadzonej tu analizy na potrzeby wszystkich parametrów przypisanych do kategorii C-L zdecydowano określić dopuszczalny zakres zmian wartości parametrów na 3-krotny wzrost i 3-krotne zmniejszenie w stosunku do wartości najlepszego szacowania.

5.3.1.10. Kategorie D-H i E-H

Do kategorii D-H należą współczynniki, które muszą zostać określone przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się modelem mechanistycznym lub parametrycznym, albo są to kryteria występowania danego zjawiska. Natomiast do kategorii E-H należą parametry niefizyczne, specyficzne dla kodu MELCOR. Do kategorii tych należą tylko parametry, dla których istnieje duża pewność rozumienia zjawisk, a zdolność do modelowania tego typu zjawisk w MELCOR jest wysoka. Parametry należące do grup D i E są obarczone największą niepewnością z pośród wszystkich grup, a ze względu na ograniczoną ilość dostępnych danych literaturowych dotyczących przypisanego im zakresu zdecydowano analizować je łącznie. Dla kategorii D-H i E-H przyjęto zakres zmienności $\pm 25\%$. Zakres ten jest identyczny z zakresem zmienności przypisanym grupie A-L, B-M i C-H.

Do kategorii zjawisk D-H przypisano np. parametr SC1246(1) (który nie jest analizowany w ramach eksperymentu Phebus FPT-1) określający współczynnik wymiany ciepła pomiędzy ścianką zewnętrzną dolnej komory mieszania i powietrzem, dla którego w publikacji [77] określono normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa z zakresem 2 sigma wynoszącym $\pm 20\%$.

Do kategorii E-H przypisano dwa parametry kodu MELCOR związane ze stałą czasową. W publikacji [85] dla parametru P-26 określającego stałą czasową dla uśredniania przepływów przyjęto beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 10\%$, natomiast dla parametru P-27 określającego stałą czasową dla modelu dT/dz także beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa z $\pm 20\%$ zakresem niepewności.

Na podstawie przytoczonych danych literaturowych zasadne było przyjęcie dla proponowanego w tej metodyce jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa, zakresu zmienności rzędu $\pm 15\%$. Istnieją ograniczone dane literaturowe dla parametrów należących do tej kategorii i ich wykorzystania w analizach niepewności. Ponadto rzadko występują uzasadnienia eksperymentalne dla parametrów tej kategorii. Uwzględniając przy tym, że grupa C-H, której niepewność nie powinna być większa od grup D-H i E-H uznano, za zasadne przyjęcie takiego samego zakresu niepewności $\pm 25\%$ dla grupy C-H. Kolejnym uzasadnieniem dla przyjętego zakresu niepewności jest chęć utrzymania względnie ciągłego zwiększania zakresu niepewności w miarę zmniejszania znajomości rozumienia zjawisk. Parametry przypisane do grup D-M i E-M obarczone są dość dużą niepewnością i pomiędzy poziomami H i M musi być zachowana ciągłość.

5.3.1.11. Kategorie D-M i E-M

Do kategorii D-M należą współczynniki, które muszą zostać określone przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się modelem mechanistycznym lub parametrycznym, albo są to kryteria występowania danego zjawiska. Parametry te dotyczą zjawisk o średnim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Natomiast do kategorii E-H należą parametry niefizyczne, specyficzne dla kodu MELCOR, którym także przypisano średni poziom zrozumienia zjawiska.

Do kategorii D-M i E-M przypisano kilka parametrów, dla których w literaturze pojawia się wiele proponowanych zakresów niepewności, chociaż ich rozrzut jest dość duży. Parametr P-81 określający maksymalne tempo wypływu korium na jednostkę szerokości po wystąpieniu

pęknięcia warstwy tlenkowej koszulki paliwowej. W publikacji [83] przyjęto beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa (z parametrami rozkładu: α - 1,1111 i β - 1,8889) i zakres zmienności od -40% do +100%, natomiast w publikacjach [50], [74], [75], [85] przyjmowano zakres zmienności od -90% do +100% z wykorzystaniem beta i jednorodnego rozkładów gęstości prawdopodobieństwa. W publikacjach [76] i [86] przyjęto trójkątny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności wynoszący odpowiednio od -90% do +0% oraz od -99% do +0%. Natomiast analiza przeprowadzona przez twórcę kodu MELCOR, tj. Sandia National Laboratories w ramach projektu np. State-of-the-Art zaprezentowana w publikacji [17] używa log-trójkątnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa i zakresu zmienności, w którym wartość minimalną określono poprzez podzielenie wartości domyślnej kodu przez 10, a wartość maksymalną zakresu zmienności poprzez 10-krotne jej zwiększenie.

Parametr P-86 określa parametr transportu UO_2 w stopionym cyrkonie, z wartością domyślną kodu równą 0,2. W publikacjach [85], [79] podano zakres zmienności od -100% do +150%, oparty na „U-Zr-O ternary phase diagram” i osądzie inżynierskim, z wykorzystaniem odpowiednio beta rozkładu gęstości prawdopodobieństwa i rozkładu normalnego. W publikacji [76] na tej samej podstawie przyjęto zakres zmienności od -50% do +150% i log-jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa. Natomiast w publikacji [77] zakres zmienności dla tego parametru to $\pm 100\%$ i jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa. Podobny parametr bo dotyczący transportu utlenionej stali w stopionej stali (parametr P-87) z wartością domyślną kodu 1,0 został poddany analizie tylko w jednej publikacji [77], w której przyjęto dla niego zakres zmienności -40% do +0% i jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa. Należy pamiętać, że naturalny zakres zmienności tego parametru wynosi od wartości 0 do 1.

Po analizie przytoczonych wyżej i stosowanych w praktyce rozkładach gęstości prawdopodobieństwa i zakresach niepewności dla wybranych parametrów należących do grup D-M i E-M zdecydowano wykorzystać zakres zmienności stosowany także dla grupy C-M, czyli $\pm 50\%$. Zakres ten pozwala zachować ciągłość zmian zakresów niepewności wraz ze wzrostem niepewności rozumienia zjawisk. Ponadto wybrany zakres zmienności $\pm 50\%$ jest wystarczający do wstępnej oceny znaczenia danego parametru. W przypadku dalszych badań lub wniosków płynących z analizy wrażliwości istnieje możliwość uzasadnionego zwiększania zakresu niepewności wybranego parametru i tym samym oceny jego wpływu na uzyskane wyniki.

5.3.1.12. Kategorie D-L i E-L

Do kategorii D-L należą współczynniki, które muszą zostać określone przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się modelem mechanistycznym lub parametrycznym, albo są to kryteria występowania danego zjawiska. Parametry te dotyczą zjawisk o niskim konsensusie eksperckim dotyczącym ich zrozumienia. Natomiast do kategorii E-L należą parametry niefizyczne, specyficzne dla kodu MELCOR z tym samym poziomem rozumienia zjawiska. Po przeprowadzonej analizie literaturowej oraz mając na względzie podobny charakter kategorii D i E oraz C, zdecydowano o przyjęciu zakresu niepewności identycznego jak dla grupy C-L, czyli którego minimalna wartość jest wyznaczana przez podzielenie przez 3 wartości najlepszego szacowania analizowanego parametru wejściowego, a wartość maksymalna przez pomnożenie jej przez 3.

Do kategorii E-L zaliczono dwa parametry P-88 i P-89 określające stałą czasową odpowiednio dla relokacji stopionego materiału i stałego materiału. W większości analiz niepewności dostępnych w literaturze parametry te były analizowane łącznie i przypisywano im te same rozkłady i zakresy niepewności. W publikacjach [17], [74], [85] przyjęto rozkłady gęstości prawdopodobieństwa beta i log-trójkątny wraz z zakresem niepewności wynikającym z dzielenia i mnożenia wartości domyślnej przez 2. W przypadku publikacji [77] zastosowano jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności $\pm 50\%$. Natomiast w publikacji [50] przyjęto dla tych parametrów jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i dla każdego z nich inny zakres zmienności. Dla parametru P-89 zakres zmienności powstał przez podział wartości domyślnej kodu przez 3,6 oraz poprzez pomnożenie jej przez 2,78. Dla drugiego parametru wartość domyślną podzielono przez 6 i pomnożono przez 1,67.

Do grupy D-L zaliczono parametry P-90, P-91 i P-92 określające współczynniki przejmowania ciepła ponownego zestalania odpowiednio Zr, ZrO₂ i UO₂, których wartość domyślna to 7500 W/m²K. Parametry te w większości analiz niepewności są analizowane łącznie, przypisuje im się ten sam rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności. W publikacjach [76] i [79] przyjęto odpowiednio trójkątny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i rozkład normalny oraz zakres zmienności określony przez podzielenie wartości domyślnej przez 3,75 i pomnożenie jej przez 2,93. W przypadku publikacji [50] przyjęto jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i jedynie górny zakres zmienności określony poprzez pomnożenie wartości domyślnej kodu przez 2,67.

5.3.1.13. Kategorie F

Kategoria F dotyczy parametrów służących do wyboru jednego z dostępnych w MELCOR modeli stosowanych dla wybranego zjawiska. Zakres zmienności każdego parametru należącego do kategorii F stanowią wszystkie dostępne w kodzie obliczeniowym modele uruchamiane za pomocą tego parametru. Charakter takich parametrów determinuje ich rozkład dyskretny. Podział grupy F na podgrupy z punktu widzenia tych modeli dotyczy konsensusu eksperckiego co do najlepszego modelu symulującego dane zjawisko. Im wyższy poziom rozumienia zjawiska tym mniejsza niepewność co do wyboru najlepszego z modeli. Bazując na podejściach do tego zagadnienia stosowanych w różnych publikacjach zdecydowano o przyjęciu następujących „rozkładów gęstości prawdopodobieństwa”:

- kategoria F-H – model najlepiej odwzorowujący rzeczywistość lub dla którego istnieje największy konsensus ekspercki losowany jest z prawdopodobieństwem 80%. Pozostałe modele mają jednakowe prawdopodobieństwo wystąpienia, a suma tych prawdopodobieństw wynosi 20%. Podejście takie jest zgodne z publikacjami [10] i [17] dla parametru modelu uszkodzenia prętów paliwowych (COR_ROD IRODDAMAGE);
- kategoria F-M – model najlepiej odwzorowujący rzeczywistość lub dla którego istnieje największy konsensus ekspercki losowany jest z prawdopodobieństwem 50%. Podejście takie jest zgodne z [17], [87] dla różnych kombinacji chemicznych form cezu;
- kategoria F-L – wszystkie modele mają takie samo prawdopodobieństwo wylosowania. Wartość ta koresponduje z jednorodnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa i największą możliwą niepewnością parametrów. Podejście takie jest zgodne z publikacją [10] dla korelacji utleniania cyrkonu w parze wodnej oraz publikacją [70] dla modelu strat tarcia, korelacji współczynnika wymiany ciepła dla pary wodnej podczas konwekcji wymuszonej i korelacji utleniania B₄C.

5.3.1.14. Zakres zmienności dla parametrów temperaturowych kodu obliczeniowego

Temperatura to parametr powszechnie stosowany w korelacjach mechanistycznych i empirycznych, a także samodzielnie stanowiący kryteria wystąpienia zjawiska. Łatwość pomiaru temperatury podczas eksperymentów i jego interpretacji powoduje to, że jego zakres zmienności w różnych korelacjach jest znacznie mniejszy niż dla innych parametrów. Badania związane z temperaturą są najbardziej powszechne, a w związku z tym niepewności z nim związane najmniejsze i nigdy nie są kilkukrotnością domyślnej wartości kodu, jak przypisano

to parametrom z kategorii C-L, D-L i E-L. Zakres zmienności $\pm 2\%$ i $\pm 8\%$ jakie przypisane są kategoriom A-H, A-M i B-H są akceptowalne z punktu widzenia niepewności pomiarowej. Dlatego też dla kategorii A-H, A-M i B-H pozostawiono bez zmian zakresy niepewności przypisane parametrom nie będących temperaturą i podanych w tabeli 5.1. Natomiast niepewność duże zakresy niepewności są nieuzasadnione z punktu widzenia przeprowadzonego procesu walidacji kodu. Z punktu widzenia dokładności pomiarów maksymalnym dopuszczalnym zakresem niepewności jest około $\pm 20\%$. Potwierdzają to także analizy niepewności dostępne w literaturze [18], [50], [74], [75], [76], [77], [79], [83], [85], [88], [89].

Dla parametru P-45 przypisanego do kategorii D-M i określającego temperaturę, powyżej której struktury niepodpierające zapadną się niezależnie od pozostałej grubości metalu w publikacji [75] przyjęto jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa przy zakresie niepewności od $-10,6\%$ do $+0\%$. W publikacjach [88] i [77] przyjęto rozkład normalny i zakres zmienności oparty na 2 sigma równy $\pm 20\%$. Innym parametrem przypisanym do grupy D-M jest parametr P-83 określający maksymalną temperaturę ZrO_2 umożliwiającą utrzymanie cyrkonu w koszulce paliwowej. W publikacjach [83] i [85] przypisano mu beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa (z parametrami rozkładu 2,77; 2,33) i zakres zmienności od $-12,5\%$ do $+5,8\%$, natomiast w publikacji [74] ten sam zakres zmienności bez podania rozkładu gęstości prawdopodobieństwa, a w publikacjach [75] i [76] jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa z tym samym zakresem niepewności. Ten sam zakres zmienności wykorzystano także w publikacjach [50], [79] z normalnym rozkładem gęstości prawdopodobieństwa. Ten zakres zmienności został określony na podstawie eksperymentu Phebus FPT-1. Mając na względzie wykorzystanie do określenia zakresu jedynie jednego eksperymentu zasadnym jest pewne rozszerzenie zakresu, co wykorzystano w publikacjach [77], [88] także wykorzystując normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa, ale zmieniając zakres zmienności na $-12,5\%$ do $+20\%$. Mając na względzie te dwa przykłady parametrów należących do grupy D-M zdecydowano, aby przypisać jej zakres zmienności $\pm 12\%$ jako najmniejsza wartość z zakresu przypisanego w publikacjach [77], [88].

Wśród parametrów temperaturowych przypisanych do grupy D-L w dostępnej literaturze prowadzono analizy niepewności dla parametrów P-97 i COR_LHF TPFAIL (który nie jest analizowany w ramach eksperymentu Phebus FPT-1). Temperatura do wartości której utleniony pręt paliwowy może pozostać stabilny w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulce paliwowej – parametr P-97 ma w publikacji [75] przypisany jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności od $-10,8\%$ do $+9,1\%$, a w [76] zakres ten

wynosi od -4% do +12%. W publikacji [86] zastosowano normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa z zakresem zmienności dla 2 sigma wynoszącym $\pm 8,9\%$, a w publikacjach [50], [87] i [18] przyjęty zakres zmienności dla 2 sigma to $\pm 6,7\%$, którego dolna wartość została określona w oparciu o wiedzę eksperymentalną, a górna wartość na podstawie temperatury topnienia eutektyki UO_2 i ZrO_2 . Istnieją także publikacje [77], [88], [89], w których stosowano normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności oparty na 2 sigma równy $\pm 20\%$. Dla parametru określającego temperaturę uszkodzenia ścianki dolnej komory mieszania – COR_LHF TPFAL przyjmowano w literaturze [85] beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności -0% do +25,7%, a w publikacjach [77], [88], [88] normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa z zakresem opartym na 2 sigma wynoszącym $\pm 20\%$. Analiza literaturowa tych parametrów kategorii D-L nie wskazuje na stosowanie szerszych zakresów niepewności niż dla parametrów kategorii D-M, dlatego przyjęto dla kategorii D-L ten sam zakres zmienności co dla kategorii D-M.

Przeprowadzona analiza literaturowa nie dała jednoznacznej odpowiedzi co do konsensusu eksperckiego w zakresie przyjmowanych zakresów niepewności. W większości przypadków każdy taki parametr temperaturowy jest analizowany osobno i dla każdego z nich przypisywany jest specyficzny zakres zmienności wynikający z danych eksperymentalnych i fizyki modelowanego zjawiska. Wśród danych literaturowych nie zidentyfikowano w analizach niepewności parametrów temperatury przypisanych do kategorii A-L, B-M oraz C-H, D-H i E-L. Mając na względzie, uogólnienie podejścia dotyczące określania zakresów niepewności parametrów temperaturowych kodu zdecydowano, aby wszystkim parametrom z kategorii C, D i E oraz kategoriom A-L, B-H i B-L przypisać jednakowy zakres zmienności wynoszący $\pm 12\%$.

5.3.2. Ostateczny zakres zmienności

Zakres zmienności wyznaczony za pomocą matrycy zakresu niepewności określonej w rozdziale 5.3.1 niniejszej rozprawy jest pierwszym krokiem i przypisuje maksymalny dopuszczalny zakres zmienności, który może następnie zostać zmodyfikowany. Wyznaczony za pomocą matrycy zakres zmienności podlega jeszcze dodatkowej analizie prawidłowości jego wyznaczenia, indywidualnie dla poszczególnych parametrów. Oceniany jest pod kątem ograniczeń narzuconych przez kod obliczeniowy oraz ograniczeń wynikających z wiedzy naukowej lub eksperymentów, a także może być zmieniony dla analizowanego scenariusza awaryjnego.

Ograniczenia narzucone przez kod obliczeniowy obejmują następujące grupy:

- ograniczenia wartości parametrów w zakresie od 0 do 1, do tej grupy należą:
 - udziały lub frakcje materiałów,
 - porowatość,
 - emisyjność cieplna,
 - efektywność absorpcji, np. ciepła,
 - współczynniki wagowe,
 - współczynniki skalowania, np. dla uwolnienia substancji promieniotwórczych,
 - stopień utlenienia, np. koszulki paliwowej,
 - parametr transportu jednego materiału w drugim,
- ograniczenia parametrów w zakresie wartości dodatnich, do tej grupy należą:
 - parametry geometryczne, takie jak grubość, pole powierzchni, średnica hydrauliczna, średnica charakterystyczna cząstek, masa atomowa,
 - parametry fizyczne, takie jak moc, współczynnik wymiany ciepła, prędkość, temperatura, współczynnik dyfuzyjności, energia aktywacji, masa, gęstość. Przykładem takich parametrów jest moc początkowa rdzenia,
 - współczynniki w korelacjach. Zmiana znaku takiego współczynnika lub osiągnięcie wartości zerowej może generować problemy numeryczne i wykraczać poza dopuszczalny zakres zmienności,
 - stałe czasowe,
- zbiór wartości dyskretnych ze zbioru liczb lub ciągu znaków:
 - wybór predefiniowanego modelu,
- ograniczenia parametrów w zakresie liczb naturalnych:
 - w przypadku określania liczby sekcji aerozoli (czyli liczby dyskretnych przedziałów na które podzielono ciągły rozkład wielkości aerozoli) i liczby komponentów aerozoli (czyli liczby grup, do których przypisywane są aerozole poszczególnych klas radionuklidów).

Dla każdego z parametrów wykorzystanych w analizie określono dotyczące go ograniczenie narzucone przez kod MELCOR, które ograniczało możliwy zakres zmienności parametru. Poniżej przedstawione są parametry podlegające ograniczeniom związanym z wiedzą naukową. Dla każdego z tych parametrów przeprowadzono analizę literaturową w celu zweryfikowania dopuszczalnego zakresu niepewności parametru, a w niektórych przypadkach także wartości domyślnej kodu MELCOR.

5.3.2.1. Szerokość szczeliny gazowej pomiędzy pastylkami paliwowymi i koszulką paliwową – parametr P-2

Nominalna szerokość szczeliny gazowej w przecie paliwowym jest wartością maksymalną. Podczas wypalania paliwa jądrowego pastylki paliwowe puchną i zwiększając swoją objętość redukują grubość szczeliny gazowej pod koszulką paliwową nawet do zera. Dlatego dopuszczalny zakres zmian tego parametru wynosi od 0 do wartości nominalnej. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-2, tj. od $8,28E-5$ m do $9,72E-5$ m nie został zmieniony.

5.3.2.2. Porowatość szczątek rdzenia – parametr P-106

W publikacji [79] określono dopuszczalny zakres zmian porowatości względnej od 0,1 do 0,5. Dolną wartość zakresu zmienności uzasadniono brakiem fizycznej możliwości wystąpienia mniejszej porowatości cząstek stałych. Natomiast górną wartość zakresu zmienności oparto na twierdzeniu, że złożo szczątek rdzenia o większej porowatości jest niestabilne. Przyjęto zatem ten zakres zmienności jako uzasadniony fizycznie. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-106, tj. od 0,3 do 0,5 nie został zmieniony.

5.3.2.3. Średnica charakterystyczna i energia charakterystyczna cząsteczek poszczególnych klas radionuklidów – parametry od P-126 do P-137 i od P-140 do P-151

Wartości średnicy charakterystycznej i energii charakterystycznej potencjału Lennard-Jones dla różnych pierwiastków i związków są przedmiotem badań naukowych. Dostarczają one informacji na temat tych wartości uzyskiwane za pomocą różnych metod. Poniżej w tabeli 5.5 zestawiono wartości tych parametrów dla różnych metali pochodzące z publikacji [90] i [91], ponieważ większość radionuklidów to metale. Informacje te pozwalają ocenić dopuszczalny zakres zmienności tych parametrów dla poszczególnych klas radionuklidów. Warto zauważyć, że dokumentacja kodu MELCOR [42] podaje, że dla wszystkich klas radionuklidów oprócz XE i I2 wartości średnicy i energii charakterystycznych potencjału Lennard-Jones przyjęto zgodnie z wartościami dla powietrza, ze względu na brak stosownych informacji. Informacja ta była motywacją do przeprowadzenia bardziej badań literaturowych pozwalających ocenić zakres zmienności tych parametrów.

Tabela 5.5. Wartości średnicy charakterystycznej (σ) i energii charakterystycznej (ϵ/k_B) potencjału Lennard-Jones dla różnych pierwiastków.

pierwiastek	σ [Å]	ϵ/k_B [K]	Źródło danych
Rb	4,54	1218	[91]
Ba	4,03	2693	[91]
Ru	2,45	9126	[91]
Co	2,28	5991	[91]
K	4,25	1325	[91]
Ni	1,58	2006	[90]
Ni	2,27	6052	[91]
Pb	3,69	708	[90]
Pb	3,19	2758	[91]
Cr	2,78	2822	[90]
Cr	2,33	5842	[91]
Fe	2,32	2329	[90]
Fe	2,32	6093	[91]

Jak widać po zaprezentowanych wynikach dostrzec można duży rozrzut wartości parametrów potencjału Lennard-Jones dostępnych w literaturze, a co za tym idzie niepewność tych parametrów jest duża. Przeprowadzone badania literaturowe wskazują na duże uzasadnienie uwzględnienia parametrów potencjału Lennard-Jones w analizach niepewności kodu MELCOR.

Na podstawie przedstawionych informacji można ocenić, że dopuszczalny zakres zmian dla:

- średnicy charakterystycznej potencjału Lennard-Jones wynosi od 1,58 do 4,54 Å.
- energii charakterystycznej potencjału Lennard-Jones wynosi od 708 do 6052 K.

Mając na względzie przeprowadzone badania literaturowe, zdecydowano, aby pozostawić wartość domyślną kodu dla średnicy charakterystycznej wraz z uwzględnieniem maksymalnego dopuszczalnego zakresu określonego na podstawie zaprezentowanych badań literaturowych. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametrów od P-126 do P-137, tj. od 1,81 do 5,43 Å został tym samym ograniczony do zakresu od 1,81 do 4,54 Å.

W przypadku energii charakterystycznej na podstawie przeprowadzonej wyżej analizy literaturowej, zdecydowano zastosować zakres zmienności znacznie rozszerzony w stosunku do pierwotnie określonej za pomocą maczyzy zakresów niepewności oraz pozostawić wartość domyślną kodu. Wartość energii charakterystycznej z pewnym przybliżeniem najczęściej podawana w tabeli 5.5 dla baru, niklu, ołowiu, chromu i żelaza wynosi 2500 K. Wartość tę przyjęto jako maksymalną dopuszczalną dla parametrów od P-140 do P-151. Ostatecznie zaproponowany za pomocą maczyzy niepewności zakres zmienności wartości parametrów od P-140 do P-151, tj. od 48,5 K do 145,5 K został zmieniony na zakres od 97 K do 2500 K.

5.3.2.4. Nominalna gęstość aerozoli – parametr P-154

Nominalna gęstość aerozoli to gęstość wszystkich klas radionuklidów wykorzystywana w ramach analizy transportu aerozoli. Wartość domyślna kodu dla tego parametru to 1000 kg/m³. Przyjęcie zbyt dużej wartości tego parametru może skutkować nasileniem zjawiska osiadania grawitacyjnego aerozoli w obudowie bezpieczeństwa i nierzeczywistymi wynikami obliczeń. Zgodnie z publikacją [17], określając wartość tego współczynnika, należy uwzględnić współczynnik upakowania aerozoli (ang. packing efficiency) oraz teoretyczną gęstość aerozoli jakie występują w obudowie bezpieczeństwa. Najistotniejsze z punktu widzenia zagrożenia radiologiczne radionuklidy przyjmujące formę aerozolu to jod, cez i stront, dlatego też określając dopuszczalny zakres zmienności parametru P-154 brano pod uwagę te właśnie radionuklidy. Teoretyczna gęstość związków tych pierwiastków podana jest w tabeli 5.6 poniżej i zakres zmian gęstości (tj. od 3675 do 4930 kg/m³) wynikający z tych wartości przyjęto do wyznaczenia dopuszczalnego zakresu zmienności parametru P-154. Zgodnie z publikacją [17] współczynnik upakowania aerozoli mieści się w zakresie 0,18 – 0,5. Określając dopuszczalny zakres zmienności przyjęto skrajne wartości tych dwóch zakresów i określono dopuszczalny zakres zmian nominalnej gęstości aerozoli od 661,5 do 2465 kg/m³. Mając na względzie duże znaczenie tego parametru zdecydowano zmodyfikować zakres zmienności parametru P-154 określony za pomocą maczyzy zakresów zmienności (od 500 do 1500 kg/m³) na zakres zmienności określony w publikacji [17], tj. od 661,5 do 2465 kg/m³.

Tabel 5.6. Teoretyczna gęstość związków chemicznych jodu, cezu i strontu na podstawie publikacji [17].

Aerozol	Gęstość [kg/m ³]
CsOH	3675
Cs ₃ MoO ₄	4410
Sr(OH) ₂	3670
SrO	4700
I ₂	4930
CsI	4150

Warto zauważyć, że w publikacji [17] przyjęto inny zakres zmienności gęstości nominalnej od 870 do 4730 kg/m³. Jednak uwzględnia on także wpływ współczynników kształtu dynamicznego i aglomeracyjnego oszacowane na 25%, które w analizie zaprezentowanej w publikacji [17] są stałe i przyjmują stałą wartość 1,0. W metodyce prezentowanej w niniejszej rozprawie doktorskiej zmianie podlegają wszystkie współczynniki, dlatego przy określaniu nominalnej gęstości aerozoli nie uwzględniano innych parametrów aerozoli, jak miało to miejsce w przypadku publikacji [17].

Bardziej szczegółowe informacje na temat współczynników transportu aerozoli omówionych poniżej można znaleźć w publikacji [92].

5.3.2.5. Współczynnik dynamicznego kształtu aerozoli – parametr P-155

W publikacji [62] podano zakres zmiany współczynnika dynamicznego kształtu aerozoli, zależny od gęstości materiału i średnicy cząstek. Zgodnie z analizą dopuszczalnego zakresu zmiany parametru P-154 gęstość materiału aerozoli brana pod uwagę w analizie wynosi poniżej 5000 kg/m³. Maksymalna wartość współczynnika dynamicznego kształtu aerozoli dla tej gęstości wynosi około 1,7, natomiast wartość minimalna tego parametru niezależnie od gęstości materiału wynosi 1,0. Zakres ten dotyczy idealnie sferycznej cząstki aerozolu, a w rzeczywistości nawet kropla cieczy poddana sile grawitacji podczas opadania nie jest idealnie sferyczna. Niemniej jednak proponowany w metodyce zakres zmiany parametru P-155 to ±25%, który wstępnie wynosi od 0,75 do 1,25. Jednak w związku z tym, że zakres zmian tego parametru jest ograniczony od dołu wartością 1,0 (przypisaną idealnie sferycznej cząstce), zdecydowano o przesunięciu dopuszczalnego zakresu zmian tego parametru i zaproponowaniu zakresu od 1,0 do 1,5.

5.3.2.6. Współczynnik aglomeracyjnego kształtu aerozoli – parametr P-156

Współczynnik aglomeracyjnego kształtu opisuje zdolność cząstek do aglomeracji. Wartość 1,0 tego parametru odpowiada zdolności cząstki idealnie sferycznej do aglomerowania. Zgodnie z publikacją [61] dla tego parametru uzasadnione jest przyjmowanie wartości w zakresie od 1,0 do 4,0. Proponowany na podstawie matrycy niepewności zakres zmiany parametru P-156 to $\pm 25\%$, który wstępnie wynosi od 0,75 do 1,25. Jednak w związku z tym, że zakres zmian tego parametru jest ograniczony od dołu wartością 1,0 (przypisaną idealnie sferycznej cząstce), zdecydowano o przesunięciu dopuszczalnego zakresu zmian tego parametru i przyjęciu zakresu zmiany od 1,0 do 1,5.

5.3.2.7. Współczynnik poślizgu cząstki – parametr P-157

Współczynnik poślizgu cząstki odpowiada za redukcję sił oporu Stokes'a dla małych cząstek lub przy niskim ciśnieniu [61]. W literaturze przyjmuje się dla tego parametru następujące zakresy: 1,2-1,3 w publikacji [79], 1,1-1,3 w publikacji [61], 1,01-1,51 w publikacji [44]. Zgodnie z publikacjami [62] i [92] współczynnik poślizgu cząstki określany jest za pomocą wielu korelacji empirycznych i może przyjmować dowolne wartości większe lub równe 1. Na podstawie danych literaturowych zdecydowano ograniczyć zakres zmian parametru od dołu wartością 1. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-157, tj. od 0,94 do 1,57125 został tym samym ograniczony do zakresu od 1,0 do 1,57125.

5.3.2.8. Współczynnik przyklejenia cząstki – parametr P-158

Współczynnik przyklejenia cząstki określa stosunek liczby cząstek które „przyklejają się” do całkowitej liczby cząstek, które uderzają w cząstkę. Zgodnie z tą definicją dopuszczalny zakres zmian parametru to wartości od 0 do 1. W literaturze np. w publikacji [62] przyjmuje się stałą wartość tego parametru równą 1, ale też analizuje się wpływ zmiany tego parametru, np. w publikacji [79] w zakresie od 0,5 do 1,0. Parametr P-158 przypisano do grupy B-M, której zakres zmienności wynosi $\pm 25\%$, stąd określono pierwotny zakres zmiany parametru to 0,75 – 1,25. Mając na względzie ograniczenia fizyczne parametru oraz informacje podane w literaturze, zdecydowano przesunąć dopuszczalny zakres zmian parametru P-158 od wartości 0,5 do 1,0.

5.3.2.9. Współczynnik akomodacji termicznej – parametr P-161

Współczynnik akomodacji termicznej jest miarą jakości wymiany ciepła pomiędzy aerozolami a powierzchniami. Zgodnie z publikacją [62] i definicją współczynników akomodacji, możliwy zakres ich zmienności wynosi od 0 do 1. Zgodnie z publikacją [62] dokładne badanie procesu interakcji gaz-ciało stałe pokazuje, że możliwy zakres zmienności współczynników akomodacji nie jest tak wąsko ograniczony. Mimo to w rzeczywistości pomiary tych współczynników prawie zawsze mieszczą się w tym zakresie.

W analizie zaprezentowanej w publikacji [62] temperaturowy współczynnik akomodacji podlegał analizie niepewności. W tym celu dokonywano zmiany parametru w korelacji określającej współczynnik akomodacji termicznej. W korelacji tej wykorzystywany jest także współczynnik akomodacji pędu. Po analizie zakresów zmian tych parametrów określono, że zakres zmian współczynnika akomodacji termicznej w tej analizie wynosi od 0,5 do 1,0.

W kodzie MELCOR stosuje się zamiast temperaturowego współczynnika akomodacji współczynnik C_t określany na jego podstawie, który nie jest opisany w dokumentacji kodu, ale jego interpretację opisaną zależnością 5.1 można znaleźć w publikacji [62].

$$C_t = \frac{15(1 - \alpha_t)}{8 \alpha_t} \quad (5.1)$$

Gdzie α_t to współczynnik akomodacji termicznej.

Dla literaturowego zakresu zmiany współczynnika akomodacji termicznej wynoszącego od 0,5 do 1, zakres zmian współczynnika C_t wynosi 0,0-1,875. Natomiast np. w publikacji [93] wskazano, że powszechną praktyką jest przyjmowanie współczynnika akomodacji termicznej dla powietrza równej 1, podczas gdy w publikacji wykazano, że współczynnik ten dla powietrza i powierzchni krzemionkowych przyjmuje wartość 0,32 i 0,42 w zależności rodzaju powierzchni. Dla takich wartości współczynnika akomodacji termicznej parametr C_t przyjmuje wartość odpowiednio 3,98 i 2,59.

Wartość domyślna kodu dla parametru P-161 (tj. współczynnika C_t) wynosi 2,25, a zaproponowany zakres zmienności zgodny z przypisaniem grupy parametrów B-M wynosi od 1,6875 do 2,8125. Na podstawie przeprowadzonej analizy literaturowej zaproponowany zakres zmienności jest zasadny i nie został zmieniony w analizie.

5.3.2.10. Masa atomowa związku reprezentatywnego dla danej klasy radionuklidów – parametry od P-163 do P-169

W ramach jednej klasy radionuklidów mogą wystąpić różne związki chemiczne pierwiastka reprezentującego całą klasę. Cząsteczka związku chemicznego zbudowana jest z pierwiastka promieniotwórczego oraz pierwiastków nie promieniotwórczych i tym masa cząsteczki jest większa od masy atomowej radionuklidu. Parametry te mają istotny wpływ na stężenie aerozoli promieniotwórczych zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa. W publikacji [62] podano zakres zmienności mnożników przypisanych poszczególnym radionuklidom, które wynikają z możliwych do wystąpienia przez nie form chemicznych. Mnożniki te odnoszą się do masy atomowej danego radionuklidu. Na tej podstawie określono możliwe zakresy zmian wartości masy atomowej związków chemicznych poszczególnych klas radionuklidów, które zestawiono w tabeli 5.7 poniżej i które bezpośrednio zastosowano w analizie.

Tabela 5.7. Możliwy zakres zmian wartości masy atomowej związków chemicznych wyznaczony na podstawie [62].

Parametr	Radionuklid	Masa atomowa radionuklidu	Możliwe formy chemiczne	Zakres zmian masy atomowej związków chemicznych
P-163	Cs	132,91	CsO _{0.5} ; Cs(CO ₃) _{0.5}	139,55 – 162,14
P-164	Ba	137,34	BaO ; BaCO ₃	152,45 – 196,40
P-165	I ₂	253,80	I ⁻ ; IO ₃ ⁻	253,80 – 350,25
P-166	Te	127,60	Te ; TeO ₂	127,60 – 159,50
P-167	Ru	101,07	Ru ; RuO ₃	101,07 – 148,57
P-168	Ce	140,12	CeO _{1.5} ; CeO ₂	163,94 – 170,95
P-169	La	138,91	LaO ; LaO _{1.5}	154,19 – 162,52

Indywidualnej analizie pod kątem ograniczeń związanych z wiedzą naukową podlegają wszystkie parametry temperaturowe, które opisano poniżej. Dla każdego z parametrów określono minimalną i maksymalną uzasadnioną fizycznie wartość temperatury. Przyjęty w analizie zakres zmienności wartości parametru nie może wyjść poza tak określony zakres.

5.3.2.11. Temperatura, w której rozpoczyna się reakcja eutektyczna pomiędzy cyrkonem i stalą – parametr P-42

Wartość domyślna kodu dla temperatury rozpoczęcia reakcji eutektycznej pomiędzy cyrkonem i stalą wynosi 1400 K. Na bazie danych Thyssenkrupp [94] podano zakresy temperatur topnienia różnych stopów stali nierdzewnej. Najwyższą temperaturę topnienia ma stal 430 i wynosi ona nawet 1510°C (1783 K) oraz stale 304, 304L i 310 z temperaturą topnienia dochodzącą do 1450°C (1723 K). Zgodnie z publikacją [64] temperatura topnienia Zircaloy-2 i Zircaloy-4 to 2098 K. Reakcja eutektyczna zachodzi zawsze poniżej temperatury topnienia jednego z materiałów, dlatego można przyjąć, że graniczną górną temperaturą zakresu jest temperatura topnienia stali nierdzewnej, która zgodnie z przytoczonymi informacjami może wynosić nawet 1783 K. Dolna graniczna temperatura jest podana w dokumentacji kodu MELCOR [42] i wynosi 1200 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-42, tj. od 1232 K do 1568 K nie został zmieniony.

5.3.2.12. Temperatura, powyżej której struktury niepodpierające zapadną się niezależnie od pozostałej grubości metalu – parametr P-45

Struktury niepodpierające w kodzie MELCOR mogą stanowić struktury znajdujące się w dolnej komorze mieszania, których zadaniem jest kształtowanie przepływu wody na wlocie do kaset paliwowych, ale też pręty pochłaniające neutrony zbudowane ze stopu Ag-In-Cd umieszczone w koszulce stalowej. Wartość domyślna kodu dla parametru P-45 wynosi 1700 K. Zgodnie z informacją podaną w dokumentacji MELCOR [42] jeżeli wartość parametru wynosi 0 lub jest ujemna, to wtedy model stosuje dla tego parametru wartość temperatury topnienia określoną w karcie COR_NSM. W związku z tym, że struktury niepodpierające w modelu reaktora jądrowego zbudowane są ze stali nierdzewnej zasadnym dla tego parametru jest przyjęcie zakresu dopuszczalnej zmiany związanego z temperaturą topnienia. Dlatego też na podstawie danych materiałowych Thyssenkrupp [94] przyjęto maksymalną wartość temperatury topnienia dla stali 430 wynoszącą 1783 K jako górną wartość zakresu zmienności. Natomiast dolna wartość zakresu określona jest dla najniższej temperatury topnienia stali nierdzewnej, która wynosi 1648 K dla stali 316. Gdyby pręty sterujące były zbudowane z węglika boru można

byłoby przyjąć najniższą dopuszczalną temperaturę związaną z powstaniem eutektyki pomiędzy stalą nierdzewną i węglikiem boru, która zgodnie z publikacją [41] wynosi 1520 K.

W przypadku modelu instalacji eksperymentalnej Phebus FPT-1 struktury niepodpierające zbudowane są z cyrkonu, dlatego maksymalną dopuszczalną temperaturę przyjęto równą temperaturze topnienia cyrkonu i wynoszącą zgodnie z publikacją [41] 2098 K. Natomiast minimalna dopuszczalna wartość parametru przyjęta została jako temperatura eutektyki cyrkonu i materiału pochłaniającego neutrony wykorzystywane w instalacji czyli stopu Ag-In-Cd wynosząca zgodnie z [41] 1470 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-45, tj. od 1496 K do 1904 K nie został zmieniony.

5.3.2.13. Temperatura, przy której elementy kształtujące rdzeń reaktora wodnego ciśnieniowego (ang. core formers) zostaną uszkodzone – parametr P-47

Wartość domyślna parametru P-47 to 1073,15 K. W dokumentacji kodu MELCOR [41], [42] nie wskazano z jakimi zjawiskami jest związany ten parametr. Niemniej jednak płyty kosza rdzenia są elementami ze stali nierdzewnej, dlatego maksymalna dopuszczalna wartość tego parametru to temperatura topnienia stali nierdzewnej, która dla stali 304 zgodnie z danymi [94] wynosi do 1723 K. Nie określono minimalnej dopuszczalnej wartości tego parametru, ponieważ uszkodzenie może wynikać z połączenia zjawiska pełzania metalu w wysokiej temperaturze i generowanych w nim naprężeń. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-47, tj. od 944 K do 1202 K nie został zmieniony.

5.3.2.14. Temperatura uszkodzenia koszulki paliwowej – parametr P-60

Wartość domyślna kodu dla parametru P-60 wynosi 1173 K. Jest to wartość związana jedynie z pakietem radionuklidów kodu MELCOR i związana z uwolnieniem substancji promieniotwórczych ze szczeliny gazowej pod koszulką paliwową. Wartość temperatury eutektyki cyrkonu i stali nierdzewnej zgodnie z dokumentacją kodu MELCOR [41] wynosi 1210 K i jest zbliżona do wartości domyślnej kodu. Niemniej jednak jako maksymalną wartość uszkodzenia koszulki paliwowej można przyjąć temperaturę topnienia cyrkonu czyli zgodnie z dokumentem [41] 2098 K, natomiast minimalna wartość parametru nie jest ograniczona, ponieważ może się wiązać, m.in. z warunkami obciążenia koszulki paliwowej. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-60, tj. od 1032 K do 1314 K nie został zmieniony.

5.3.2.15. Maksymalna temperatura ZrO₂ umożliwiająca utrzymanie cyrkonu w koszulce paliwowej – parametr P-83

Wartość domyślna kodu dla parametru P-83 wynosi 2400 K. Temperatura topnienia dwutlenku cyrkonu zgodnie z publikacją [95] wynosi około 2973 K, a zgodnie z publikacją [41] 2990 K i taką wartość można przyjąć jako maksymalną dopuszczalną dla tego parametru. Natomiast ze względu na uproszczenie modelu w tym zakresie jedynie do temperatury, można uznać, że dopuszczalne są wartości parametru powyżej temperatury topnienia cyrkonu, która zgodnie z publikacją [41] wynosi 2098 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-83, tj. od 2112 K do 2688 K nie został zmieniony.

5.3.2.16. Maksymalna temperatura utlenionej stali pozwalająca na utrzymanie stopionej stali – parametr P-85

Wartość domyślna kodu dla parametru P-85 wynosi 1700 K. Temperatura topnienia utlenionej stali nierdzewnej zgodnie z publikacją [41] wynosi 1870 K i taką wartość można przyjąć jako maksymalną dopuszczalną dla tego parametru. Natomiast ze względu na uproszczenie modelu w tym zakresie jedynie do temperatury, można uznać, że dopuszczalne są wartości parametru powyżej temperatury topnienia stali nierdzewnej, która zgodnie z danymi [94] dla stali 316 wynosi 1648 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-85, tj. od 1496 K do 1904 K został tym samym ograniczony do zakresu od 1648 K do 1870 K.

5.3.2.17. Temperatura, do której utleniony pręt paliwowy może pozostać w przypadku braku nieutlenionego Zr w koszulce paliwowej – parametr P-97

Wartość domyślna kodu dla parametru P-97 wynosi 2500 K. Temperatura topnienia dwutlenku cyrkonu zgodnie z publikacją [95] wynosi około 2700°C (2973 K), a zgodnie z publikacją [41] 2990 K i taką wartość można przyjąć jako maksymalną dopuszczalną dla tego parametru. Natomiast ze względu na uproszczenie modelu w tym zakresie jedynie do temperatury, można uznać, że dopuszczalne są wartości parametru powyżej temperatury topnienia cyrkonu, która zgodnie z publikacją [41] wynosi 2098 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-97, tj. od 2200 K do 2800 K nie został zmieniony.

5.3.2.18. Temperatura, przy której pręty paliwowe uszkodzą się niezależnie od składu koszulki paliwowej – parametr P-98

Wartość domyślna kodu dla parametru P-98 wynosi 3100 K. Temperatura topnienia dwutlenku uranu wynosi zgodnie z publikacją [64] 3120 K, a mieszaniny dwutlenku uranu i dwutlenku plutonu wynosi 3025 K. Ze względu na przytoczone dane, maksymalną dopuszczalną wartość tego parametru określono na 3120 K. Temperatura topnienia dwutlenku cyrkonu zgodnie z publikacją [95] wynosi około 2973 K, a zgodnie z publikacją [41] 2990 K. Natomiast temperatura eutektyki dwutlenku uranu i dwutlenku cyrkonu wynosi 2800 K i tą wartość przyjęto jako minimalną dopuszczalną dla tego parametru. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-98, tj. od 2728 K do 3472 K został tym samym ograniczony do zakresu od 2800 K do 3120 K.

5.3.2.19. Temperatura powyżej, której intensyfikuje się wymiana ciepła szczątek rdzenia – parametr P-109

Wartość domyślna kodu dla parametru P-109 wynosi 2800 K. Parametr określa temperaturę, powyżej której intensyfikuje się wymiana ciepła szczątek rdzenia poprzez zwiększenie przewodności cieplnej w modelu przewodzenia ciepła w komponentach rdzenia. Parametr ten ma za zadanie uchwycić w sposób jakościowy konwekcję w basenach stopionego paliwa. Wartość domyślna kodu MELCOR to temperatura eutektyki dwutlenku uranu i dwutlenku cyrkonu. Jako maksymalną dopuszczalną wartość dla tego parametru przyjęto 3120 K czyli temperaturę topnienia dwutlenku uranu zaczerpniętą z publikacji [64]. Jako wartość minimalną parametru przyjęto minimalną temperaturę eutektyki dwutlenku uranu i dwutlenku cyrkonu na podstawie publikacji [96] wynoszącą 2500 K. Zaproponowany za pomocą matrycy niepewności zakres zmienności wartości parametru P-109, tj. od 2464 K do 3136 K został tym samym ograniczony do zakresu od 2500 K do 3120 K.

5.3.2.20. Indywidualna ocena zakresu niepewności dla parametrów z poziomem zrozumienia VL

5.3.2.20.1. *Prędkość opadających szczątków rdzenia do dolnej komory mieszania – parametr P-108*

Zgodnie z publikacją [87] parametr COR_LP VFALL (parametr P-108) jest skorelowany z parametrem COR_LP HDBH2O. W publikacji tej uznano, że parametr VFALL ma większe

znaczenie niż HDBH₂O (współczynnik przejmowania ciepła z opadających do wody szczątek rdzenia), a mając na względzie konieczność wyboru do analizy jedynie niezależnych parametrów wejściowych, zdecydowano o wyborze do analizy parametru VFALL. W publikacji tej opisano wyniki badań Dhir'a i ekstrapolowano je dla większych prędkości opadania cząstek rdzenia. Z publikacji tej wynika, że uzasadniony zakres zmienności parametru P-108 rozpoczyna się od wartości 0,02 m/s określonej przez Dhir'a, a kończy na wartości 1,58 m/s zaproponowanej przez autorów publikacji [87]. Autorzy tej publikacji stwierdzili, że spodziewane jest rozszerzenie zakresu prędkości opadania analizowanej przez Dhir'a i zakończone na 0,45 m/s bez uzasadnienia tego twierdzenia. Niemniej jednak uznano za zasadny zaproponowany zakres zmienności parametru od 0,02 do 1,58 m/s i przyjęto go w analizie niepewności.

5.3.3. Rozkład gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych

Wybór rozkładów gęstości prawdopodobieństwa i zakresów niepewności parametrów wejściowych dla danego kodu obliczeniowego powinien być poparty obliczeniami walidacyjnymi, co jednak wiąże się z dużym nakładem pracy i jest trudne do wykonania. W przypadku ciężkich awarii znacznie ograniczony jest zestaw danych eksperymentalnych pozwalających na walidację kodów obliczeniowych mając na względzie różnorodność i mnogość zjawisk w nich występujących.

Rozkład gęstości prawdopodobieństwa i zakres zmienności powinny uwzględniać uproszczenia kodu obliczeniowego oraz dostępność danych walidacyjnych i znajomość zjawisk będących przedmiotem analizy bezpieczeństwa. Kod MELCOR w sposób zgrubny modeluje wiele zjawisk i to różnych grup rozpoczynając od zjawisk cieplno-przepływowych kończąc na modelowaniu zjawisk chemicznych. Charakter tego kodu (wynikający m.in. ze zgrubnej nodalizacji) nie pozwala na dokładne modelowanie żadnego ze zjawisk. Celem tego kodu jest uwzględnienie najważniejszych zjawisk występujących podczas ciężkich awarii oraz ich wzajemnego sprzężenia. Analizując zestaw zjawisk podstawowych występujących w ciężkich awariach dostępny w publikacjach [31], [32] i opierając na dokumentacji kodu MELCOR [41], [42] można stwierdzić, że kod ten nie modeluje dużej liczby z tych zjawisk lub nie umożliwia użytkownikowi ingerencję w modele tych zjawisk. W konsekwencji zakresy zmienności i rozkłady gęstości prawdopodobieństwa muszą uwzględniać ten fakt i być dużo bardziej zachowawcze niż dla kodów cieplno-przepływowych jak TRACE czy RELAP. Ponadto baza doświadczeń eksperymentalnych, które dotyczą zjawisk ciężkich awarii jest ograniczona i nie

zawsze odpowiada warunkom jakie panują w wielkoskalowej rzeczywistej ciężkiej awarii. Dlatego też mając na względzie powyższe ograniczenia zdecydowano o powszechnym stosowaniu jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa do wszystkich analizowanych ciągłych parametrów wewnętrznych kodu. Jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa powszechnie stosowany jest we wszystkich analizach BEPU także ciężkich awarii, co wskazano w rozdziale 5.3.1.

Jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa uznawany jest za konserwatywny, ponieważ każdej wartości parametru z przyjętego przedziału przypisuje to samo prawdopodobieństwo wylosowania. W porównaniu do normalnego lub trójkątnego rozkładu gęstości, prawdopodobieństwa wartości skrajne parametru są losowane znacznie częściej, a co za tym idzie zestaw wartości parametrów wejściowych przyjmowanych do obliczeń bardziej zróżnicowany i tym samym uzyskane wyniki obliczeń powinny mieć większy zakres zmienności. Dla zjawisk i parametrów wejściowych, które są dobrze opisane eksperymentalnie jest uzasadnienie stosowania normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa. Podejście to można uzasadnić dla analiz cieplno-przepływowych wykorzystujących zwalidowane kody obliczeniowe, natomiast w przypadku ciężkich awarii trudno uzasadnić takie podejście. Rozkłady trójkątny i log-normalny (często stosowany w analizach MELCOR) są pewnym przybliżeniem normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa i jego zastosowanie także powinno być wyczerpująco uzasadnione. Oba te rozkłady gęstości prawdopodobieństwa w istotny sposób preferują wybór wartości zbliżonej do wartości oczekiwanej, co znacząco wpływa na wylosowane wartości parametrów wejściowych. Przyjęcie tych rozkładów gęstości prawdopodobieństwa w istotny sposób redukuje częstość występowania skrajnych wartości z przyjętego zakresu, co redukuje możliwość zaobserwowania wyników obliczeń dla skrajnych wartości parametrów wejściowych kodu. Beta rozkład gęstości prawdopodobieństwa (często stosowany w analizach MELCOR) jest zróżnicowany w zależności od przyjętych wartości parametrów rozkładu gęstości prawdopodobieństwa. Zazwyczaj stosowane są rozkłady gęstości prawdopodobieństwa o zbliżonych lub identycznych wartościach parametrów alfa i beta rozkładu beta. Dla takich wartości ten rozkład gęstości prawdopodobieństwa jest zbliżony do normalnego rozkładu. Dlatego też jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa uznano za najbardziej uzasadniony do stosowania w przypadku analiz BEPU ciężkich awarii.

Polskie wymagania określone m.in. w rozporządzeniu [4] stanowią, że w analizach deterministycznych bezpieczeństwa awarii obiektów jądrowych, poważniejszych niż awarie projektowe, określa się zapasy bezpieczeństwa obiektu. Celem przedstawionej w rozprawie

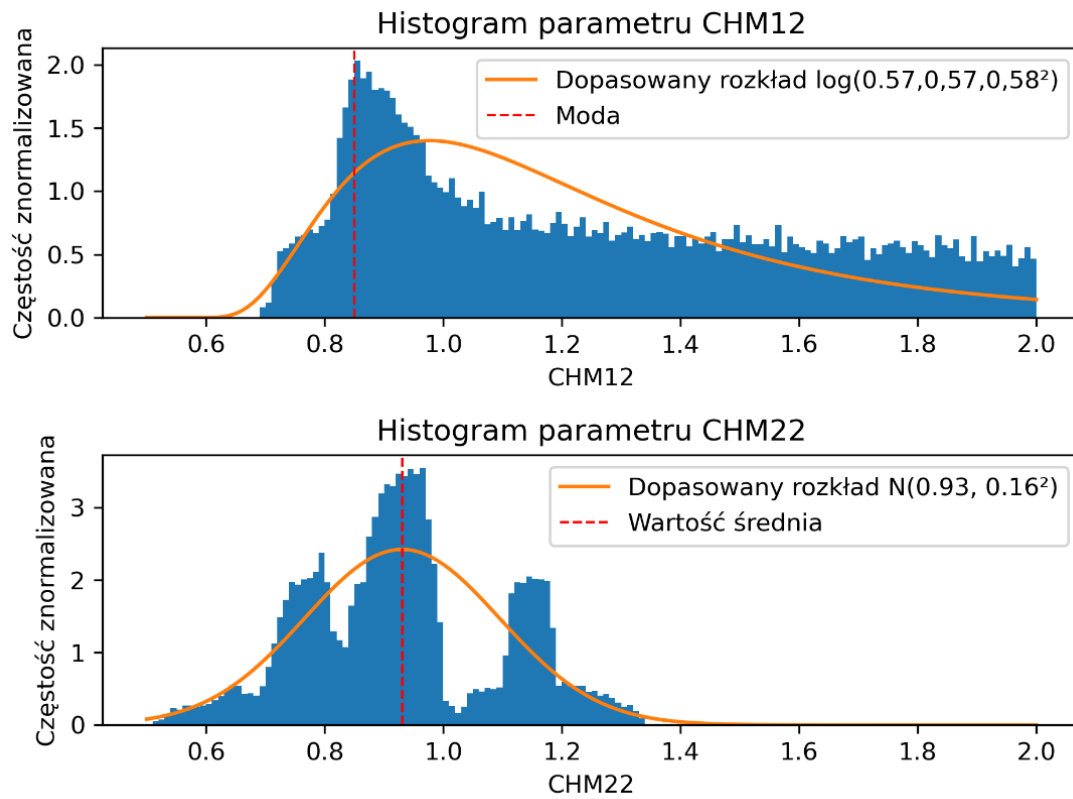
metodyki wykonywania analiz BEPU jest spełnienie tego wymagania i zapewnienie, że uzyskane za pomocą tej metodyki wyniki mimo ograniczeń modelowych kodu obejmują z wysokim poziomem ufności rzeczywiste warunki, jakie mogłyby wystąpić w obiekcie w analizowanym scenariuszu awaryjnym.

Zastosowanie jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa umożliwia uniknięcie subiektywnego wyboru rozkładu gęstości prawdopodobieństwa dla poszczególnych parametrów wejściowych przez użytkownika i tym samym wpływu na uzyskane wyniki analizy BEPU. Ponadto zastosowanie jednakowego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa dla wszystkich parametrów wyjściowych pozwala w sposób bardziej intuicyjny dobrać zakresy niepewności poszczególnych parametrów wejściowych i w łatwy sposób porównać je między sobą.

Warto zauważyć, że każdy kod obliczeniowy w sposób przybliżony modeluje rzeczywistość i dokonując uproszczeń zniekształca ją. Własne badania prowadzone w ramach eksperymentów Marviken [35] dla kodu ciepłno-przepływowego TRACE wskazują na występowanie takiego zniekształcenia. Rozkłady gęstości prawdopodobieństwa dla dwóch wewnętrznych parametrów kodu TRACE uzyskane za pomocą zaproponowanej metody wstecznej kwantyfikacji niepewności opartej na uczeniu maszynowym z wykorzystaniem 17 355 pojedynczych obliczeń odznaczających się dobrą zgodnością z eksperymentami zostały zaprezentowane na rysunku 5.2. W ramach analizy, wartości parametrów kodu TRACE były zmieniane w zakresie od 0,5 do 2,0. Zaprezentowane rozkłady gęstości prawdopodobieństwa zostały uzyskane dla czterech testów CFT-5, CFT-11, CFT-12 i CFT-22 o różnej charakterystyce wpływu krytycznego. Wyniki te wskazują na słabe dopasowanie do zaproponowanych teoretycznych rozkładów gęstości prawdopodobieństwa, chociaż zachowują podobny charakter. Trzy zgrupowania najczęstszych wartości parametru CHM22 (około wartości 0,75; 0,9 i 1,15) wskazują na to, że kod TRACE dla różnych warunków eksperymentu przyjmuje inne wartości najlepszego dopasowania tego parametru. Przykład ten wskazuje, że nie jest uzasadnione przyjęcie jednakowego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa dla wszystkich rozpatrywanych warunków awaryjnych. Dla parametru CHM12 zaproponowano log-normalny rozkład gęstości prawdopodobieństwa, chociaż charakter histogramu uzasadniałby także przyjęcie jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa. Mając na względzie, że zaprezentowane wyniki badań odnoszą się do testów SET i kodu ciepłno-przepływowego TRACE o dużo mniejszej niepewności (lepszą zgodność z wynikami eksperymentów, węższy zakres modelowania i zwalidowany na większej liczbie eksperymentów przypisanych poszczególnym

zjawiskom), niż kod MELCOR, nieuzasadnione wydaje się stosowanie w analizach BEPU kodu MELCOR normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa i zbliżonych do niego. Stosowanie normalnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa w analizach BEPU z wykorzystaniem kodu MELCOR sugeruje jednakową dojrzałość kodów obliczeniowych dedykowanych ciężkim awariom i kodów przeznaczonych do analiz cieplno-przepływowych. Mając na względzie cel dozorowy zaproponowanej metodyki, badania z publikacji [35] potwierdziły zasadność stosowania jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa.

Warto zauważyć, że przy wyborze rozkładów gęstości prawdopodobieństwa parametrów wejściowych poleganie na doświadczeniach pochodzących z eksperymentów jest obarczone dwoma rodzajami niepewności. Pierwsza z nich to specyfika danego eksperymentu, która rzadko jest uniwersalna i może być bezpośrednio przeniesiona do praktycznego zastosowania. Drugi typ niepewności związany jest z samym modelowaniem, które jest pewnym uproszczeniem rzeczywistości. A zatem każdy model zniekształca rzeczywistość i może wymagać także zniekształconych danych wejściowych, aby uzyskać wyniki najbardziej zbliżone do rzeczywistości. Przykładem takiego zniekształcenia jest rzadka nodalizacja obudowy bezpieczeństwa stosowana w analizach bezpieczeństwa z wykorzystaniem kodu MELCOR, która np. uśrednia parametry stężeń gazów w objętości kontrolnej, zaniedbując lokalne skrajne wartości. W warunkach laboratoryjnych nie jest uzasadnione przyjmowanie niepewności parametrów zapłonu wodoru w zakresie wykraczającym poza fizycznie dopuszczalny. Mimo to w ramach analizy zachowania wodoru w obudowie bezpieczeństwa w kodzie MELCOR, uzasadnione jest przyjmowanie szerszego zakresu niepewności i w ten sposób uwzględnienie wpływu lokalnych stężeń gazów na całą obudowę bezpieczeństwa. Takie podejście ma uzasadnienie, ale w praktyce do tego typu analiz wykorzystuje się kody obliczeniowe o mniejszej niepewności w tym zakresie.



Rys. 5.2. Rozkłady gęstości prawdopodobieństwa dla dwóch parametrów wewnętrznych kodu TRACE zaproponowane na podstawie własnej pracy [35].

5.3.4. Tabela zakresów zmienności parametrów wejściowych

Pełna tabela parametrów wejściowych stanowiących bazę wiedzy znajduje się w aneksie 9.2 niniejszej rozprawy. Stanowi ona zestaw zjawisk fizycznych występujących podczas ciężkiej awarii wraz z przypisanymi im parametrami wejściowymi, dla których określono zakresy niepewności. Wszystkim ciągłym parametrom wejściowym przypisano jednorodny rozkład gęstości prawdopodobieństwa. Stworzona baza wiedzy jest uniwersalna i może być wykorzystana podczas analiz BEPU ciężkich awarii dla różnych projektów reaktorów jądrowych i różnych scenariuszy awaryjnych. W tabeli 5.8 poniżej zaprezentowano jedynie wyciąg z pełnej tabeli w celu zobrazowania jej zawartości. W tabeli tej zawarte są podstawowe informacje wykorzystywane podczas kwantyfikacji niepewności dla poszczególnych parametrów wejściowych, czyli zjawisko, do którego parametr przypisano, konsensus ekspercki co do zrozumienia tego zjawiska i współczynnik oceny kodu MELCOR. Parametry te pozwalają na określenie ostatecznego poziomu zrozumienia danego parametru, który wraz z grupą parametru określają kategorię, do której przypisano parametr, a tym samym wstępny zakres zmienności, wykorzystując przy tym wartość najlepszego szacowania danego parametru. Po uwzględnieniu czynników opisanych w rozdziale 5.3.2 tej pracy, poszczególnym parametrom przypisywane są ostateczne zakresy niepewności, zdefiniowane przez wartość minimalną i maksymalną parametru.

Tabela 5.8. Tabela zakresów niepewności wybranych parametrów wejściowych.

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Wypalenie	wysoki	P-1	A	0	H	wartość zdefiniowana przez scenariusz (mnożnik 1 wartości domyślnej)	0,98	1,02
		P-2	A	-1	M	9,00E-05	8,28E-05	9,72E-05
Czas po wyłączeniu reaktora	wysoki	P-3	A	-1	M	wartość zdefiniowana przez scenariusz (mnożnik 1 wartości domyślnej)	0,92	1,08
Ponowne zalenie rdzenia	wysoki	P-4	E	-1	L	0,1	0,0333	0,3
		P-5	E	-1	L	1,00E-03	3,33E-04	3,00E-03

5.4. Identyfikacja parametrów wyjściowych podlegających analizie

Na podstawie wymagań rozporządzenia o analizach [4] i Rozporządzenia projektowego [5] można zdefiniować główny cel deterministycznych analiz bezpieczeństwa awarii ciężkich jakim jest weryfikacja projektu bloku jądrowego i jego inżynierskich rozwiązań projektowych. Cel ten można podzielić na kilka celów składowych, które obejmują różne aspekty. Są to:

1. identyfikacja słabości rozwiązań projektowych, w tym:
 - konieczność zastosowania dodatkowych rozwiązań lub modyfikacja istniejących,
 - możliwość zastosowania rozwiązań istniejących w projekcie bloku jądrowego,
2. dostarczenie informacji:
 - pozwalających weryfikować poczynione założenia projektowe zastosowanych rozwiązań projektowych w celu określenia czy zaprojektowane systemy, elementy konstrukcji i wyposażenie (SEKW) będą w stanie spełnić projektowe funkcje bezpieczeństwa w tym, czy spełnione będą kryteria akceptacji dotyczące utrzymania integralności obudowy bezpieczeństwa,
 - o przewidywanych warunkach środowiskowych panujących w bloku jądrowym podczas awarii ciężkiej w celu weryfikacji czy SEKW są w stanie pełnić w tych warunkach projektowe funkcje bezpieczeństwa,
 - wykorzystywanych jako dane wejściowe na potrzeby planowania awaryjnego,
3. wykazanie dokonania analizy wszystkich możliwych sekwencji awarii ciężkich poprzez analizę przypadków granicznych,
4. określenie skutków radiologicznych podczas awarii ciężkiej na zewnątrz obiektu jądrowego pod kątem spełnienia kryteriów akceptacji, za pomocą tzw. członu źródłowego.

Projekt obiektu jądrowego musi spełnić szereg kryteriów akceptacji związanych z awariami ciężkimi, które podano w ustawie i rozporządzeniach [3]–[5]. Zawarte w tych dokumentach kryteria akceptacji odnoszące się do awarii ciężkich można pogrupować na trzy bloki tematyczne.

1. Kryteria radiologiczne, które odnoszą się do dawek promieniowania jonizującego dla osób z ogółu społeczeństwa oraz poziomów skażenia terenów wokół obiektu jądrowego.
2. Kryteria probabilistyczne, odnoszące się do możliwości wystąpienia sekwencji awarii ciężkich w wyniku uszkodzeń, niedostępności SEKW i błędów obsługi. Zastosowanie odpowiedniej architektury systemów i wykorzystanie SEKW o odpowiedniej niezawodności zapewnia spełnienie tych kryteriów.

3. Kryteria utrzymania funkcji bezpieczeństwa realizowanej przez obudowę bezpieczeństwa poprzez utrzymanie jej integralności i zapobieżenie jej ominięciu. Kryterium to w decydującym stopniu wpływa na spełnienie kryterium radiologicznego, ponieważ brak utrzymania funkcji obudowy bezpieczeństwa może powodować wydostanie się do środowiska substancji promieniotwórczych o aktywności nawet kilka rzędów wielkości większej, niż gdyby ta funkcja została zapewniona.

Kryteria probabilistyczne analiz bezpieczeństwa nie odnoszą się wprost do analiz deterministycznych, ale są z nimi powiązane. Analizy deterministyczne dostarczają informacji o skutkach poszczególnych sekwencji awaryjnych, co jest wykorzystywane m.in. do grupowania tych sekwencji awaryjnych i ostatecznej oceny spełnienia probabilistycznych kryteriów akceptacji przez projekt obiektu jądrowego.

Cele realizacji eksperymentu Phebus FPT-1 skupiały się na badaniu jedynie wybranych zjawisk występujących podczas ciężkiej awarii, dlatego też analiza bezpieczeństwa przeprowadzona na jego podstawie ma znacznie ograniczoną możliwość zastosowania parametrów wyjściowych w stosunku do rzeczywistego bloku jądrowego. W eksperymencie tym wyeliminowano na przykład możliwość wystąpienia zjawiska przetopienia zbiornika reaktora, a tym samym konieczność analizy wytrzymałości ścianki zbiornika reaktora jako parametru wyjściowego.

Analiza awarii ciężkiej w swoim założeniu obejmuje utratę trzech pierwszych poziomów obrony w głąb, a w większości przypadków sekwencji awarii ciężkich także integralności koszulki paliwowej (pierwszej bariery ochronnej) i obiegu chłodzenia reaktora (drugiej bariery ochronnej). Celem analiz bezpieczeństwa jest zatem zminimalizowanie skutków radiologicznych awarii ciężkich na zewnątrz obiektu, a więc ocena czwartego poziomu ochrony w głąb projektu bloku jądrowego. W obiekcie jądrowym w tym czasie doszło już do stopienia rdzenia reaktora i wydostania się substancji promieniotwórczych z paliwa jądrowego do obudowy bezpieczeństwa. Ostatnia pozostała bariera ochronna, którą jest obudowa bezpieczeństwa musi zostać utrzymana, aby w tej sytuacji w sposób efektywny łagodzić skutki awarii na zewnątrz.

Mając na względzie ograniczenia eksperymentalne i pomiarowe eksperymentu Phebus FPT-1 zdecydowano o wyborze trzech parametrów wyjściowych reprezentatywnych dla oceny warunków panujących w obudowie bezpieczeństwa. Są to:

1. produkcja wodoru w rdzeniu reaktora, pozwalająca pośrednio ocenić zagrożenie dla integralności rdzenia reaktora w wyniku zapłonu wodoru w obudowie bezpieczeństwa;

2. ciśnienie w obudowie bezpieczeństwa, pozwalające ocenić zagrożenie integralności obudowy bezpieczeństwa reaktora w wyniku nadmiernego wzrostu ciśnienia i tym samym uniknięcie wystąpienia dużych lub wczesnych uwolnień substancji promieniotwórczych do środowiska;
3. całkowita masa aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa, pozwalający ocenić zagrożenie radiologiczne dla otoczenia bloku jądrowego, jakie wynika z analizowanego scenariusza awaryjnego.

Są to niezależne parametry wyjściowe, dla których dostępne są dane eksperymentalne. Parametr A dotyczy pierwszej fazy eksperymentu, czyli degradacji rdzenia i zjawisk zachodzących w zbiorniku reaktora, natomiast parametry B i C dotyczą trzeciej fazy eksperymentu i zjawisk zachodzących w obudowie bezpieczeństwa reaktora. Weryfikacja zaproponowanej metodyki na podstawie danych eksperymentalnych została przedstawiona w rozdziale 5 niniejszej rozprawy.

5.4.1. Określenie minimalnej wymaganej liczby obliczeń

Minimalna liczba pojedynczych obliczeń wymagana do wykonania, określana jest na podstawie nierówności Wald-Guba opisanej w rozdziale 4.2.5.1 niniejszej rozprawy. W przypadku eksperymentu Phebus FPT-1 do analizy wybrano 3 parametry wyjściowe, których zagrożenie dla bezpieczeństwa jądrowego i ochrony radiologicznej wynika z ich dużej wartości, dlatego zasadne jest jedynie określenie jednostronnego przedziału tolerancji. Zatem zgodnie z tabelą 4.2 minimalna liczba wymaganych do wykonania obliczeń wynosi 124.

5.5. Kolejne kroki zastosowania metodyki

Podrozdziały od 5.1 do 5.4 tej pracy opisują w sposób szczegółowy pierwsze kroki wykonywania metodyki zaproponowanej w tej rozprawie. Pozostałe kroki wykonywania analiz BEPU z wykorzystaniem tej metodyki są takie same jak w przypadku metody GRS i pokrótce opisano je poniżej.

5.5.1. Wybór metody losowania parametrów wejściowych

Metoda GRS do wyboru wartości parametrów wejściowych wykorzystuje losowanie z wykorzystaniem przypisanych im zakresów i rozkładów niepewności. W celu praktycznej realizacji tej metody konieczny jest wybór numerycznej metody losowania.

W analizach niepewności prowadzonych przez Sandia National Laboratories – SNL z wykorzystaniem kodu MELCOR takich jak artykuł [97], do losowania wartości parametrów wejściowych stosowana była metoda Latin Hypercube Sampling (LHS). LHS to technika losowania, która zapewnia, że wszystkie obszary dopuszczalnego zakresu rozkładu gęstości prawdopodobieństwa parametru są reprezentowane w zbiorze wylosowanych wartości. LHS zmniejsza wariancję każdego oszacowania bez wprowadzania błędu systematycznego. Technika ta może zapewnić wystąpienie wartości parametrów w częściach rozkładów gęstości prawdopodobieństwa o niskim prawdopodobieństwie. Istotnym ograniczeniem metody LHS wskazanym w publikacji [18] jest konieczność określenia próby na początku analizy, co znacznie ogranicza jej użyteczność w przypadku wykorzystywania w analizach bezpieczeństwa kodu MELCOR i wystąpienia nieukończonych obliczeń. W przypadku kodu MELCOR, aby uzyskać zbieżność obliczeń konieczna może okazać się zmiana kroku czasowego lub zastosowanej dyskretyzacji. Publikacja [18] wskazuje, że odrzucenie niektórych przypadków obliczeniowych ze względu na brak uzyskania zbieżności nie ma wpływu na pokrycie przestrzeni parametrów wejściowych, ani nie powoduje przesunięcia uzyskanych wyników w określonym kierunku. Usunięcie takich przypadków obliczeniowych, gdy stosowana jest metoda LHS powoduje, że zakres zmienności nie jest w pełni pokryty. Ponadto, skoro wylosowane próbki są od siebie zależne, nie można zastosować dodatkowego zestawu wartości parametrów wejściowych w celu zastąpienia nieukończonych obliczeń. Dlatego też publikacja [18] nie zaleca stosowania metody LHS, a proponuje zastąpienie jej metodą Simple Random Sampling – SRS. Metoda SRS to technika losowego próbkowania, w której przy każdej próbie prawdopodobieństwo wybrania określonej wartości parametru jest proporcjonalne do funkcji gęstości prawdopodobieństwa parametru przy tej wartości. Metoda ta nie nakłada dodatkowych ograniczeń na proces losowania, co oznacza, że ta sama lub podobna wartość parametru może być wylosowana więcej niż jeden raz.

5.5.2. Realizacja obliczeń i interpretacja wyników obliczeń

Na podstawie wylosowanych wartości parametrów tworzone są pojedyncze pliki wejściowe w ilości zależnej od żądanego prawdopodobieństwa i poziomu ufności oraz liczby

analizowanych parametrów wyjściowych. W celu praktycznego wykonania analiz BEPU stosowane są dodatkowe oprogramowania ułatwiające ich przeprowadzenie, jak np. Desktop Performance Assessment stworzony przez SNL. Użytkownik kodu może także samodzielnie stworzyć skrypt w wybranym języku programowania i za jego pomocą dokonać losowania wartości parametrów, przygotowania plików wejściowych i zainicjowania obliczeń MELCOR.

Po uzyskaniu wyników konieczna jest ich obróbka, w tym określenie wartości parametrów wyjściowych z przyjętym prawdopodobieństwem i poziomem ufności. W tym celu także przydatne jest wykorzystanie skryptów, które pozwalają określić maksymalne i minimalne wartości parametru wyjściowego w danym przedziale czasowym, co stanowi wynik przeprowadzonej analizy. Uzyskane wartości parametrów wyjściowych porównywane są bezpośrednio z odpowiednimi dozorowymi kryteriami akceptacji, np. wartość ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa lub wykorzystywane do dalszych obliczeń pozwalających ostatecznie na takie porównanie. Dla przykładu, uzyskane uwolnienia substancji promieniotwórczych wykorzystywane są do określenia, m.in. dawek promieniowania jonizującego w otoczeniu reaktora jądowego, które są porównywane z wartościami dopuszczalnymi. Uzyskane wyniki pozwalają ponadto dokonać oceny marginesów bezpieczeństwa, czyli różnicy pomiędzy uzyskanymi wynikami, a kryteriami akceptacji.

Dodatkowym narzędziem służącym ocenie uzyskanych wyników może być analiza wrażliwości. Przeprowadzić ją można za pomocą uzyskanych wyników analiz niepewności (globalna analiza wrażliwości) lub też można dokonać dodatkowych obliczeń, systematycznie zmieniając wartości dla wybranych pojedynczych parametrów wejściowych w szerszym zakresie, niż przyjęty w analizach niepewności, pozostawiając niezmiennie wartości pozostałych parametrów wejściowych (lokalna analiza wrażliwości). Wspólnym celem tych analiz jest zbadanie wpływu wrażliwości uzyskanych wyników na zmianę wartości poszczególnych parametrów wejściowych.

6. Weryfikacja zaproponowanej metodyki wykonywania obliczeń najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności

Eksperyment Phebus FPT-1 miał na celu symulowanie przebiegu ciężkiej awarii w reaktorze wodnym ciśnieniowym z uwzględnieniem degradacji paliwa jądrowego, w tym tworzenia się stopionych basenów, produkcji wodoru, uwolnienia produktów rozszczepienia z paliwa jądrowego i ich transportu w obudowie bezpieczeństwa. Eksperyment Phebus FPT-1 został wybrany do przeprowadzenia ISP-46 [60], który pozwolił na porównanie zdolności kodów obliczeniowych do modelowania w sposób zintegrowany zjawisk zachodzących podczas ciężkich awarii. Stąd też eksperyment Phebus FPT-1 uznano za wartościowy do przeprowadzenia weryfikacji zaproponowanej metodyki wykonywania analiz BEPU. W tym celu wykorzystano model obliczeniowy kodu MELCOR przygotowany przez promotora pomocniczego niniejszej rozprawy i wykorzystany w publikowanych artykułach [9], [10].

6.1. Globalna analiza wrażliwości

Deterministyczne analizy bezpieczeństwa wykorzystujące metody BEPU często uzupełniane są analizami wrażliwości, których celem jest zidentyfikowanie parametrów wejściowych mających istotny wpływ na wyniki obliczeń. Wyróżnia się dwa podstawowe podejścia: lokalne i globalne. Lokalna analiza wrażliwości polega na zmianie wartości pojedynczego parametru wejściowego przy stałych wartościach pozostałych parametrów. Globalna analiza wrażliwości polega na jednoczesnej zmianie wartości wszystkich analizowanych parametrów wejściowych i często wykonuje się ją na bazie już przeprowadzonej analizy BEPU. W celu oceny wrażliwości uzyskanych wyników obliczeń na zmianę poszczególnych parametrów wejściowych stosowane są różne miary wrażliwości. W literaturze najczęściej spotykane są miary wrażliwości pozwalające na zbadanie poziomu powiązania pomiędzy parametrem wejściowym a wyjściowym, takie jak współczynnik korelacji rang Spearmana, (ang. Spearman Rank Correlation Coefficient - SRCC), współczynnik korelacji Kendalla oraz współczynnik korelacji Pearsona [10]. Dwa pierwsze są miarą monotonicznej zależności dwóch zmiennych losowych, natomiast współczynnik Pearsona określa poziom zależności liniowej między dwiema zmiennymi losowymi. W praktycznych zastosowaniach najczęściej spotyka się współczynnik korelacji rang Spearmana [29], [44], [85], dlatego też współczynnik ten zastosowano w przedstawionej analizie. Ponadto współczynnik korelacji rang Spearmana jest bardziej uniwersalny pod kątem wykrywania korelacji dwóch parametrów niż współczynnik

korelacji Pearsona, ponieważ jest w stanie wykryć każdą monotoniczność, a nie tylko liniową. Stosowane są także inne miary wrażliwości jak indeksy Sobola. Są one jednak nieprzydatne w zaproponowanej metodyce, ponieważ do ich wyznaczenia wymagana jest dokładna liczba obliczeń zależna od liczby zmian danego parametru i liczby analizowanych parametrów. W celu wyznaczenia indeksów Sobola konieczne byłoby przeprowadzenie dużo większej liczby obliczeń (około 44000) [98] niż zaproponowano w prezentowanej metodyce.

Analiza wrażliwości pozwala na wyeliminowanie niektórych parametrów wejściowych, a skupienie uwagi na najbardziej istotnych. Podejście to jest często stosowane w celu zredukowania zasobów obliczeniowych, nie powodując jednocześnie istotnego wpływu na jakość obliczeń.

6.1.1. Współczynniki korelacji rang Spearmana

W analizie wrażliwości wykorzystano jeden z najczęściej stosowanych dla metody GRS [29], [44], [85], współczynnik miary wrażliwości czyli współczynnik korelacji rang Spearmana (określany także jako współczynnik ρ). Jest to nieparametryczna miara monotonicznej zależności statystycznej pomiędzy dwiema zmiennymi, który przyjmuje wartości z przedziału od -1 do 1. Współczynnik ρ dla próby losowej można zapisać w formie równania 6.1 [99].

$$\rho(A, B) = \frac{E(R(A)R(B)) - E(R(A))E(R(B))}{\sqrt{\text{var}(R(A))\text{var}(R(B))}} \quad (6.1)$$

Gdzie ρ to współczynnik korelacji rang Spearmana, E to wartość oczekiwana, R to rangi zmiennych A i B w próbie i var to wariancje.

Do oceny istnienia zależności pomiędzy parametrami wyjściowymi obliczeń i parametrami wejściowymi wykorzystano wartości współczynnika korelacji rang Spearmana. Interpretacja wartości współczynnika ρ została przeprowadzona na podstawie tabeli 6.1. Im wartość współczynnika ρ bardziej oddalona od zera, tym silniejsza jest korelacja pomiędzy dwiema zmiennymi.

Tabela 6.1. Interpretacja bezwzględnych wartości współczynnika korelacji rang Spearmana przyjęta na bazie publikacji [100].

Zakres bezwzględnych wartości współczynnika korelacji rang Spearmana	Interpretacja poziomu korelacji
0,80 – 1, 00	Bardzo silna korelacja
0,60 – 0,79	Silna korelacja
0,40 – 0,59	Umiarkowana korelacja
0,20 – 0,39	Słaba korelacja
0,00 – 0,19	Brak lub pomijalna korelacja

6.2. Uzyskane wyniki obliczeń

W rozdziale 4.1 niniejszej rozprawy dokonano wyboru parametrów wyjściowych analizy, tj. produkcji wodoru w rdzeniu reaktora, ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa i całkowitej masy aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa, które analizowane są osobno poniżej. W analizie uwzględniono niemal wszystkie parametry wejściowe podane w aneksie 9.1 i 9.2. Z analizy wyeliminowano parametry P-53 i P-54 umożliwiające wybór modeli utleniania cyrkonu w obecności odpowiednio powietrza i tlenu. Są to modele powodujące niestabilności numeryczne obliczeń, a ponadto w analizowanym scenariuszu awaryjnym jedynym czynnikiem utleniającym cyrkon jest para wodna. Wyniki obliczeń uzyskane za pomocą kodu MELCOR wersja 2.2_r2023_0 porównano z wynikami eksperymentalnymi.

6.2.1. Produkcja wodoru w rdzeniu reaktora

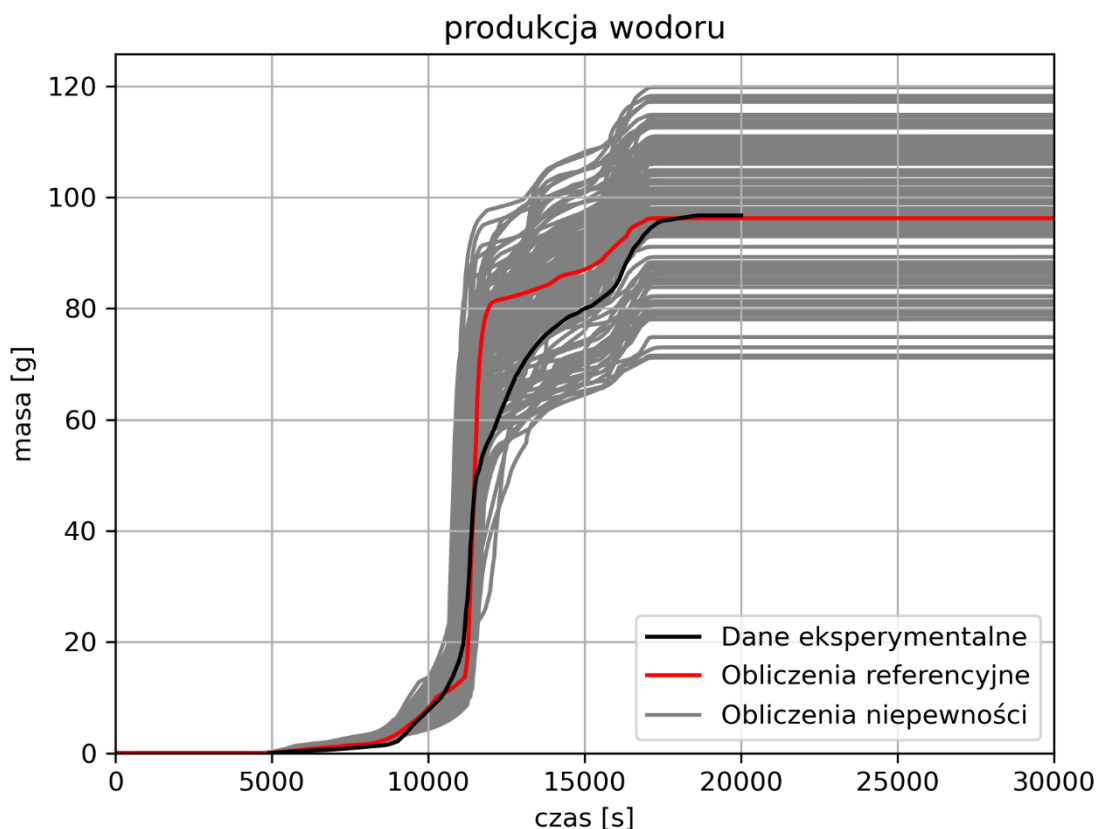
Eksperyment Phebus FPT-1 rozpoczął się od fazy degradacji zestawu paliwowego, która składała się z dwóch głównych okresów. Pierwszy okres poświęcony kalibracji cieplnej zestawu paliwowego i systemów pomiarowych trwał około 7 900 sekund. W tym okresie stopniowo zwiększano moc zestawu paliwowego (od 0,0 do 3,9 kW) i zmniejszano natężenie przepływu pary wodnej (od 1,8 do 0,5 g/s), aby sprawdzić odpowiedź cieplną zestawu paliwowego. Drugi okres to rzeczywista faza degradacji zestawu paliwowego trwająca od 7 900 sekundy do 17 000 sekundy. W tej fazie stopniowo zwiększano moc zestawu paliwowego od 3,9 kW do 36,5 kW. Początkowo utrzymywano stałe natężenie przepływu pary wodnej, które następnie obniżono z 2,2 g/s do 1,5 g/s. Podczas fazy degradacji zaobserwowano znaczną

produkcję wodoru, szczególnie około 11 000 sekundy w momencie najbardziej intensywnej reakcji utleniania cyrkonu. W tym samym okresie doszło także do intensywnego uwolnienia produktów rozszczepienia, szczególnie lotnych substancji takich jak ksenon, jod i cez.

Po wykryciu drugiego skoku temperatury w dolnej części kosza rdzenia reaktora, zakończono fazę degradacji wyłączeniem mocy jądrowej w 17 039 sekundzie i kontynuowano chłodzenie zestawu paliwowego strumieniem pary wodnej o natężeniu 1,5 g/s. Pod koniec fazy chłodzenia zestawu paliwowego odizolowano obudowę bezpieczeństwa od obiegu pierwotnego w 18 660 sekundzie.

Na rysunku 6.1 przedstawiono wyniki eksperymentalne produkcji wodoru w obudowie bezpieczeństwa pochodzące z dokumentacji [36] oraz wyniki referencyjne uzyskane za pomocą kodu MELCOR z wykorzystaniem wartości najlepszego szacowania poszczególnych analizowanych parametrów wejściowych. Liniami koloru szarego przedstawiono pojedyncze wyniki obliczeń uzyskane z wykorzystaniem wylosowanych wartości poszczególnych parametrów.

Jak wskazują wyniki obliczeń widoczne na rysunku 6.1, model dobrze odzwierciedla dane eksperymentalne dotyczące scałkowanej produkcji wodoru w rdzeniu reaktora, co potwierdza, że stosowany model właściwie przewiduje degradację zestawu paliwowego. Uzyskano bardzo dobrą zgodność finalnej produkcji wodoru dla modelu referencyjnego i danych eksperymentalnych. Prawidłowo identyfikowany jest moment intensywnego utleniania cyrkonu występujący w około 11 000 sekundzie. Uzyskany zakres zmienności wyznaczony za pomocą szarych linii obejmuje dane eksperymentalne i wyniki referencyjne niemal w pełnym zakresie, tj. we wczesnej fazie utleniania od około 5 000 sekund do około 10 000 sekundy, w fazie intensywnego utleniania około 11 000 sekundy oraz w późniejszej fazie utleniania degradującego rdzenia i tworzących się stopionych basenów materiałów rdzenia po około 12 000 sekundzie. Zauważyć można ponadto niemal równomierne wyznaczenie przedziałów niepewności uzyskanych wyników w stosunku do danych eksperymentalnych, a nie w stosunku do wyników referencyjnych, co było spodziewane.



Rys. 6.1. Scałkowana produkcja wodoru w zestawie paliwowym. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.

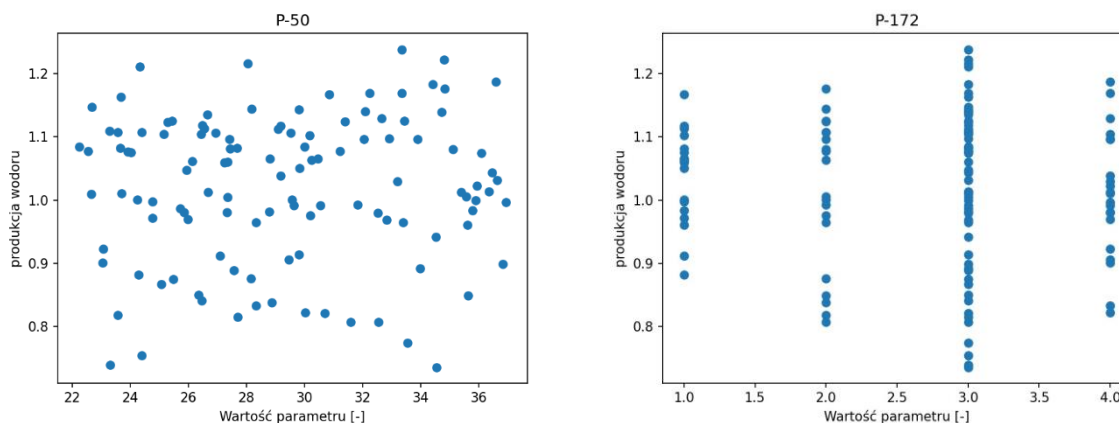
Należy podkreślić, że w związku z twierdzeniem Wald-Guba i przyjętą liczbą obliczeń, uzyskane wyniki obliczeń niepewności pozwalają na wyznaczenie jednostronnej granicy przedziału tolerancji. Dlatego też w analizie uzyskanych wyników obliczeń skupiono się na maksymalnych wynikach uzyskanych parametrów wyjściowych. Uzyskana przy pomocy zaproponowanej metodyki niepewność dodatnia wynosi około 24%, licząc dla maksymalnej wartości produkcji wodoru. Jest to wartość akceptowalna, zważywszy na skomplikowanie zagadnienia i zbliżona do niepewności eksperymentu Phebus FPT-1 wynoszącej 10% dla produkcji wodoru [10].

Na rysunku 6.2 przedstawiono wartości współczynników korelacji rang Spearmana, które wskazują na brak jakichkolwiek istotnych korelacji pomiędzy parametrami wejściowymi a maksymalną produkcją wodoru. Maksymalne uzyskane wartości współczynników ρ nie przekraczają wartości około $\pm 0,3$, co zgodnie z tabelą 6.1, wskazuje co najwyżej na słabą korelację. Na rysunku 6.2 można zidentyfikować kilka parametrów wejściowych

ze współczynnikiem korelacji rang Spearmana nieco przekraczającym $\pm 0,2$, które oznaczone są kolorem zielonym. Wśród nich parametry P-58, P-84, P-97 i P-102 wykorzystywane są w modelowaniu zjawisk ciepłno-przepływowych w rdzeniu reaktora i mogą mieć wpływ na proces utleniania koszulek paliwowych. Natomiast parametry P-60 i P-172 są związane ze zjawiskami zachowania radionuklidów, a parametr P-119 ze zjawiskiem odparowania rzutowego i nie mają wpływu na produkcję wodoru. Jedną z największych wartości współczynnika ρ uzyskano dla parametru P-172 i wynosi ona 0,203. Jest to parametr odpowiedzialny za wybór modelu turbulენტnej depozycji w prostych odcinkach rur. Należy zauważyć, że zjawiska związane z transportem radionuklidów nie mają bezpośredniego wpływu na zjawiska utleniania metali w rdzeniu reaktora. W trakcie eksperymentu koszulki cyrkonowe utleniane były przez parę wodną, a zjawisku temu przypisano dwa parametry, tj. P-50 i P-51, odpowiadające odpowiednio za utlenianie koszulek cyrkonowych osiągających temperaturę poniżej 1853 K i powyżej tej wartości. Parametr P-50 uzyskał wartość współczynnika ρ wynoszącą 0,149, natomiast parametr P-51 wartość -0,024.

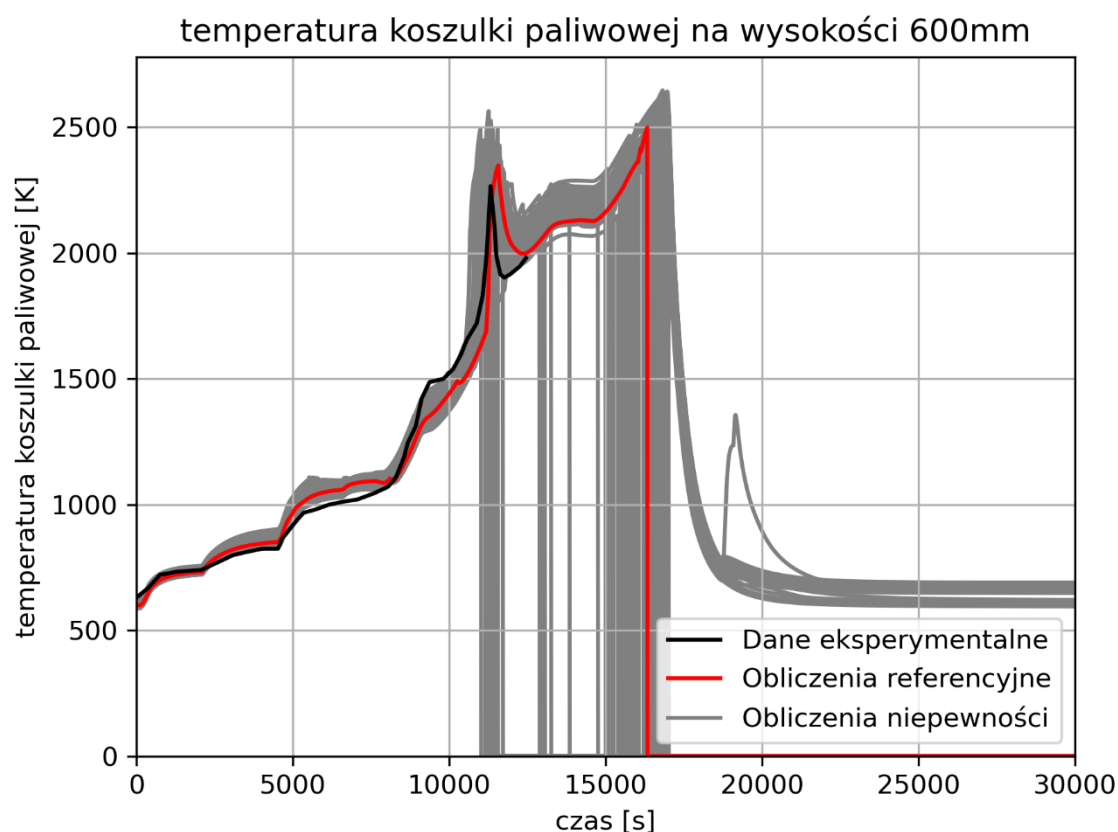


Rys. 6.2. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana między poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalną wartością produkcji wodoru w rdzeniu reaktora.



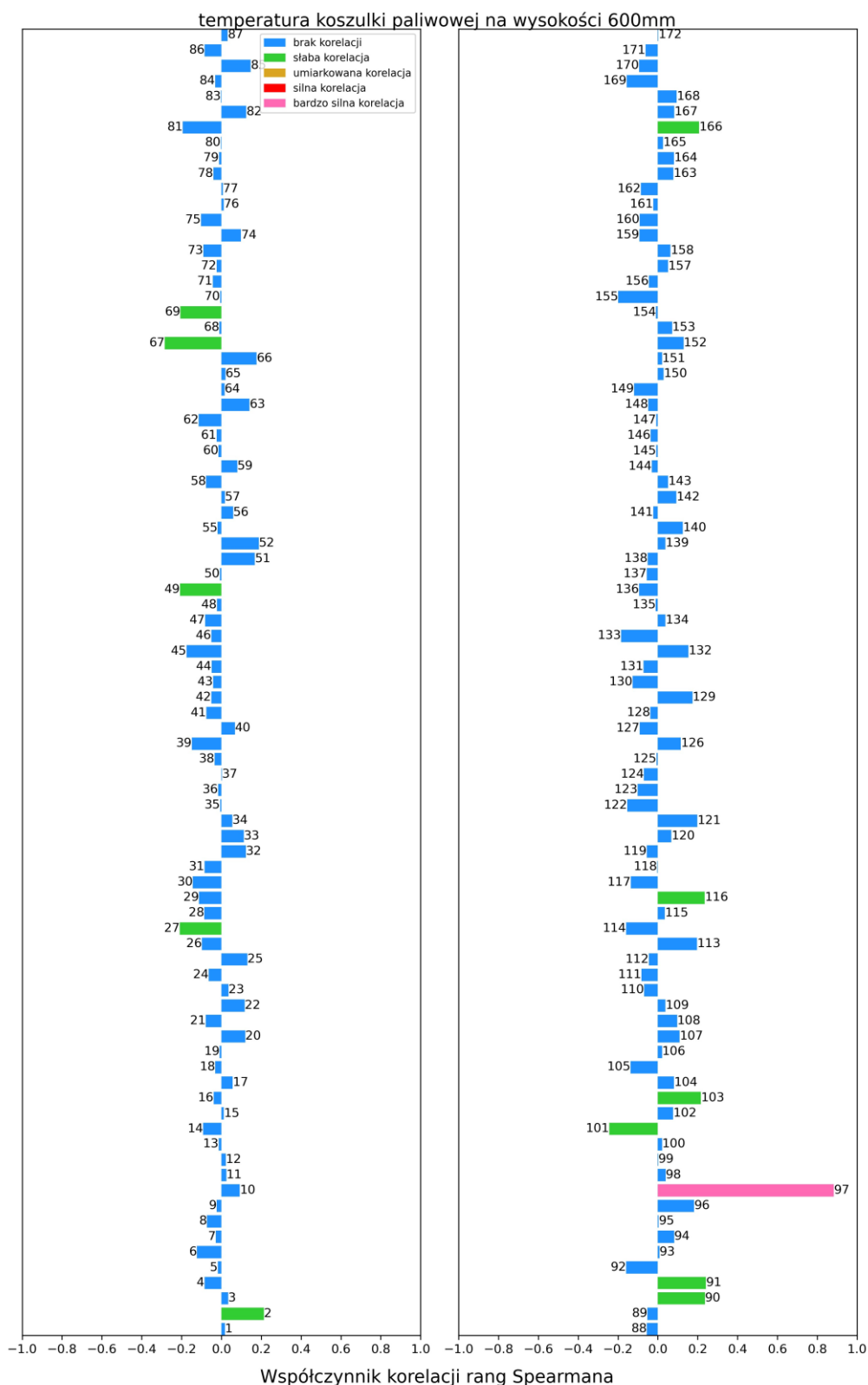
Rysunek 6.3. Wartości znormalizowanej maksymalnej produkcji wodoru w rdzeniu reaktora w zależności od wartości parametru P-50 (po lewej) odpowiedzialnego za utlenianie koszulek cyrkonowych osiągających temperaturę poniżej 1853 K i dyskretnego parametru P-172 (po prawej) odpowiedzialnego za wybór modelu turbulentnej depozycji w prostych odcinkach rur.

Na rysunku 6.3 zaprezentowano zależność znormalizowanej w stosunku do wartości eksperymentalnej maksymalnej produkcji wodoru w rdzeniu od wartości dwóch wybranych parametrów wejściowych, tj. P-50 i P-172. Parametr P-50 powinien być bardziej skorelowany z maksymalną produkcją wodoru, niż parametr P-172, czego nie zaobserwowano. Zgodnie z teoretycznymi rozważaniami parametr P-172 nie odgrywa istotnej roli w rdzeniu reaktora i fazie awarii, gdy występuje utlenianie koszulek paliwowych, a mimo to parametr P-172 uzyskał najwyższą wartość współczynnika ρ z analizowanych parametrów wejściowych. Także analiza wyników zaprezentowana na rysunku 6.3 nie potwierdza istnienia istotnej korelacji między parametrami P-172 a maksymalną produkcją wodoru. Podobna sytuacja ma miejsce w przypadku parametru P-50, dla którego także nie jest zauważalna istotna korelacja z maksymalną produkcją wodoru w rdzeniu. Rozłożenie wyników obliczeń jest dość równomierne w całym zakresie i nie jest zauważalne układanie się wyników obliczeń w jakikolwiek trend. Zidentyfikowana słaba korelacja parametru P-172 z maksymalną produkcją wodoru, określona za pomocą współczynnika ρ , nie oznacza zatem związku przyczynowo-skutkowego pomiędzy tymi parametrami.



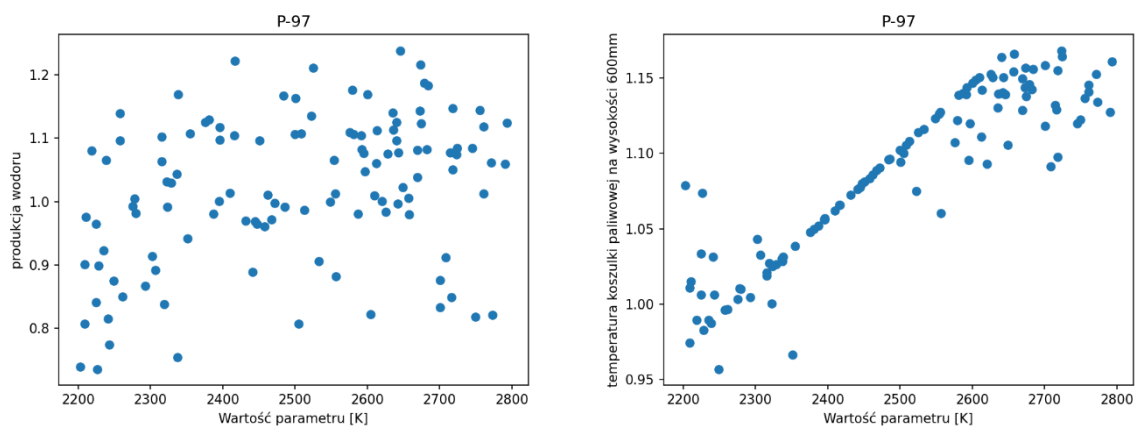
Rys. 6.4. Średnia temperatura koszulki paliwowej elementów paliwowych znajdujących się w zewnętrznej warstwie zestawu paliwowego na wysokości 600 mm. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.

Bezpośredni wpływ na produkcję wodoru w rdzeniu reaktora ma między innymi temperatura materiałów rdzenia, stąd zdecydowano się przeprowadzić dodatkową analizę skupioną na temperaturze koszulki paliwowej na wybranej wysokości rdzenia. Na rysunku 6.4 przedstawiono uzyskane wyniki obliczeń niepewności dla temperatury koszulki paliwowej na wysokości 600 mm. Uzyskane wyniki referencyjne są zgodne z danymi eksperymentalnymi a wyznaczony zakres zmienności niemal w pełni pokrywa dane eksperymentalne. Spadek temperatury do zera wskazuje na utratę integralności koszulki paliwowej. Model obliczeniowy we właściwym czasie około 11 000 sekundy przewiduje skok temperatury, który jest zbieżny z czasem najbardziej intensywnego utleniania koszulek paliwowych, co wskazano na rysunku 6.1.



Rys. 6.5. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana między poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalną w czasie eksperymentu temperaturą koszulki paliwowej na wysokości 600 mm.

Na rysunku 6.5 zaprezentowano wartości współczynnika ρ między parametrami wejściowymi a maksymalną w czasie eksperymentu temperaturą koszulki paliwowej na wysokości 600 mm. Wskazano na nich kolorem różowym istnienie korelacji tego parametru wyjściowego wyłącznie z parametrem wejściowym P-97, dla którego współczynnik ρ wynosi 0.883. Jest to parametr określający wartość temperatury, do której utleniony pręt paliwowy może utrzymać stabilność mechaniczną w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulce paliwowej. Na rysunku 6.6 przedstawiono zależność znormalizowanej w stosunku do wartości eksperymentalnej maksymalnej produkcji wodoru w rdzeniu i maksymalnej temperatury koszulki paliwowej w zależności od wartości parametru wejściowego P-97. Na rysunku po lewej nie jest zauważalna żadna korelacja pomiędzy tymi parametrami (współczynnik ρ wynosi około -0,253), natomiast na rysunku po prawej widoczna jest zauważalną korelacją liniową w przedziale temperatur od około 2350 K do 2550 K (współczynnik ρ wynosi około 0,883). Warte zauważenia jest także, że wyniki najbardziej zbliżone do eksperymentu, czyli najbliższe wartości 1, uzyskiwane są dla wartości parametru P-97 od około 2200 K do 2400 K. Tak określony zakres temperatur jest zgodny z wartością najlepszego szacowania 2400 K podaną w publikacji [76] i wyznaczoną na bazie eksperymentu Phebus FPT-1.



Rysunek 6.6. Wartości znormalizowanej maksymalnej produkcji wodoru w rdzeniu (po lewej) i znormalizowanej średniej temperatury koszulki paliwowej na wysokości 600 mm (po prawej), w zależności od wartości parametru P-97 określającego wartość temperatury, do której utleniony pręt paliwowy może utrzymać stabilność mechaniczną w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulce paliwowej.

Maksymalna temperatura koszulki paliwowej ma bezpośredni wpływ na maksymalną produkcję wodoru, co wynika ze znajomości zjawiska utleniania koszulek cyrkonowych, jednak obecność korelacji pomiędzy parametrem wejściowym a temperaturą koszulki

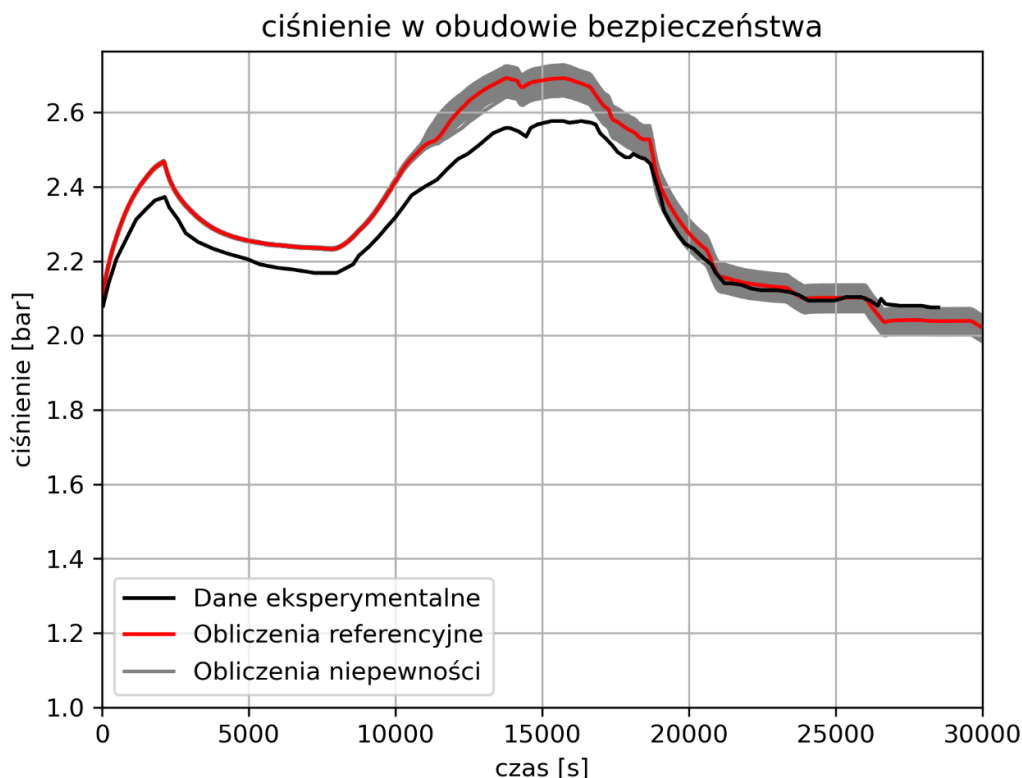
paliwowej nie przekłada się na obecność korelacji pomiędzy tym samym parametrem wejściowym a maksymalną produkcją wodoru w rdzeniu. Może to wynikać z faktu, że produkcja wodoru w rdzeniu jest zjawiskiem złożonym i zależnym od większej liczby zmiennych, niż tylko temperatura koszulki paliwowej. Prowadząc analizę temperatury koszulki paliwowej jako parametru wyjściowego, można określić wartość (lub zakres wartości) parametru P-97 zapewniającego uzyskanie zachowawczego wyniku obliczeń. Natomiast w przypadku, gdy przedmiotem analizy jest produkcja wodoru w rdzeniu reaktora, nie sposób określić wartości parametru P-97, które zapewniają uzyskanie największej produkcji wodoru. Przykład ten stanowi dobre uzasadnienie powszechnej w środowisku naukowym tezy, że złożoność ciężkich awarii nie pozwala na wskazanie zachowawczych wartości parametrów wejściowych, które zapewnią uzyskanie zachowawczych wyników obliczeń i stąd też dla awarii ciężkich konieczne jest wykonywanie analiz BEPU.

6.2.2. Ciśnienie całkowite w obudowie bezpieczeństwa

Eksperyment Phebus FPT-1 po fazie degradacji i chłodzenia rdzenia, od odcięcia obudowy bezpieczeństwa w 18 660 sekundzie rozpoczął fazę, w której występowały najważniejsze zjawiska związane z transportem aerozoli w obudowie bezpieczeństwa. Podczas tej fazy utrzymywano w studzience obudowy bezpieczeństwa temperaturę wody na poziomie 90°C. Po około 23 000 sekund ustąpiła kondensacja pary wodnej, a temperatura skraplaczy i gazu osiągnęła stałe wartości odpowiednio 92°C i 108°C. Stan ten trwał przynajmniej do 30 000 sekund, czyli czasu, który jest przedmiotem zaprezentowanej analizy porównawczej i w którym analizowana jest zmienność ciśnienia i masy aerozoli zawieszonych w obudowie bezpieczeństwa.

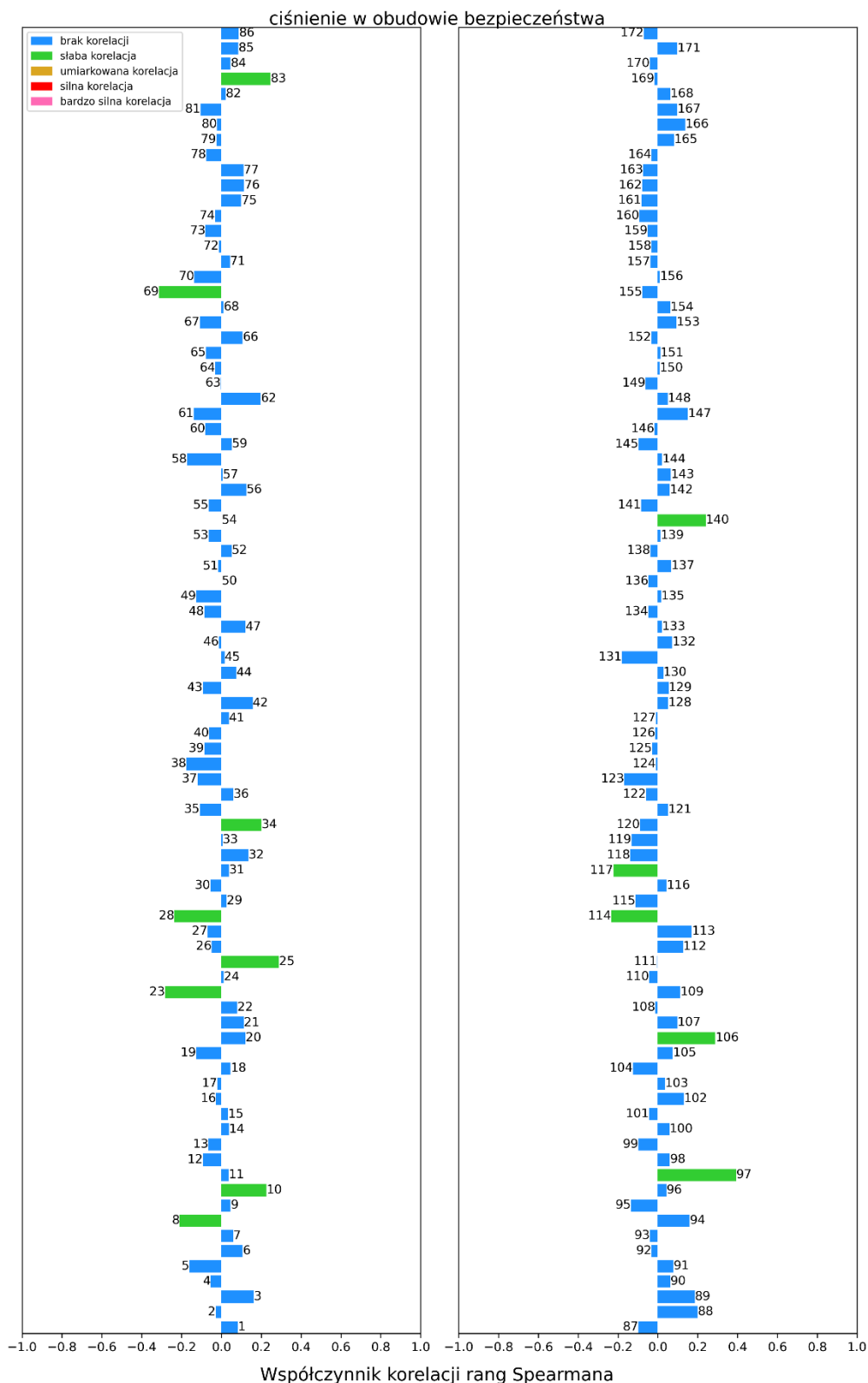
Na rysunku 6.7 zaprezentowano wyniki obliczeń ciśnienia całkowitego w obudowie bezpieczeństwa, które w niewielkim stopniu przewyższają dane eksperymentalne. Zwiększone ciśnienie w obudowie bezpieczeństwa w fazie kalibracji wynika najprawdopodobniej z przeszacowania ilości pary wodnej wpływającej do obudowy bezpieczeństwa, natomiast dalsze zwiększanie ciśnienia w fazie degradacji rdzenia wynika zapewne z większej produkcji wodoru w rdzeniu i jego transportu do obudowy bezpieczeństwa. Ponadto wpływ na ciśnienie w obudowie bezpieczeństwa ma także ilość gazów pobieranych przez system poboru próbek. Ostatecznie różnice pomiędzy danymi eksperymentalnymi i wynikami referencyjnymi wynoszą maksymalnie około 0,15 bara. W analizie BEPU nie uzyskano praktycznie żadnego zakresu niepewności dla czasu do około 11 000 sekundy. Po tym czasie od momentu

rozpoczęcia intensywnego utleniania rdzenia pojawia się dość niewielki zakres zmienności wynoszący około 2%. Tak wąski zakres zmienności wynika m.in. z faktu, że w zaprezentowanej analizie ograniczono się jedynie do analizy parametrów wejściowych kodu obliczeniowego MELCOR, pozostawiając bez zmian warunki brzegowe.

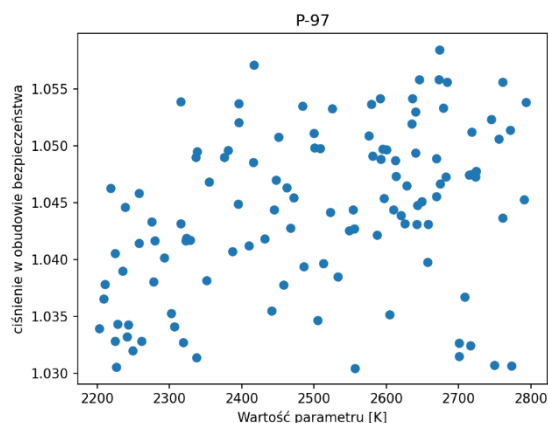


Rys. 6.7. Ciśnienie całkowite w obudowie bezpieczeństwa. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.

Na rysunku 6.8 widoczne są wartości współczynników korelacji rang Spearmana, które wskazują na brak jakichkolwiek istotnych korelacji pomiędzy parametrami wejściowymi a maksymalnym ciśnieniem w obudowie bezpieczeństwa. Maksymalne uzyskane wartości współczynników ρ nie przekraczają wartości $\pm 0,4$, co zgodnie z tabelą 6.1 wskazuje co najwyżej na słabą korelację. Największą wartość współczynnika ρ (około 0,377) uzyskał parametr P-97 (temperatura, do której utlenione pręty paliwowe zachowują stateczność w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulkach paliwowych). Dla wartości tego parametru na rysunku 6.9 pokazano zależność uzyskanej wartości maksymalnego ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa. Na rysunku tym nie jest zauważalna istotna korelacja pomiędzy tymi parametrami.

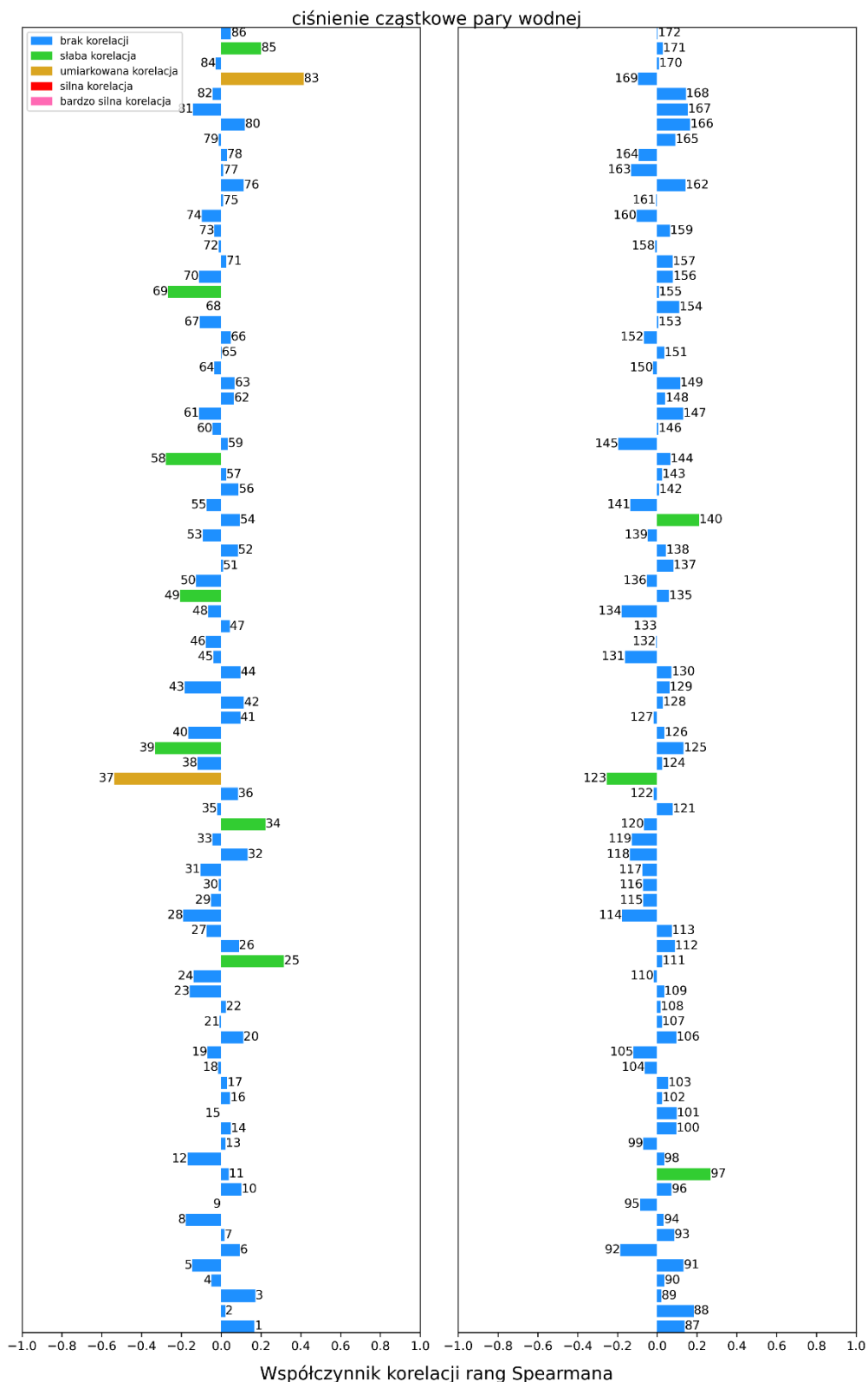


Rys. 6.8. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana pomiędzy poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalną wartością ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa.



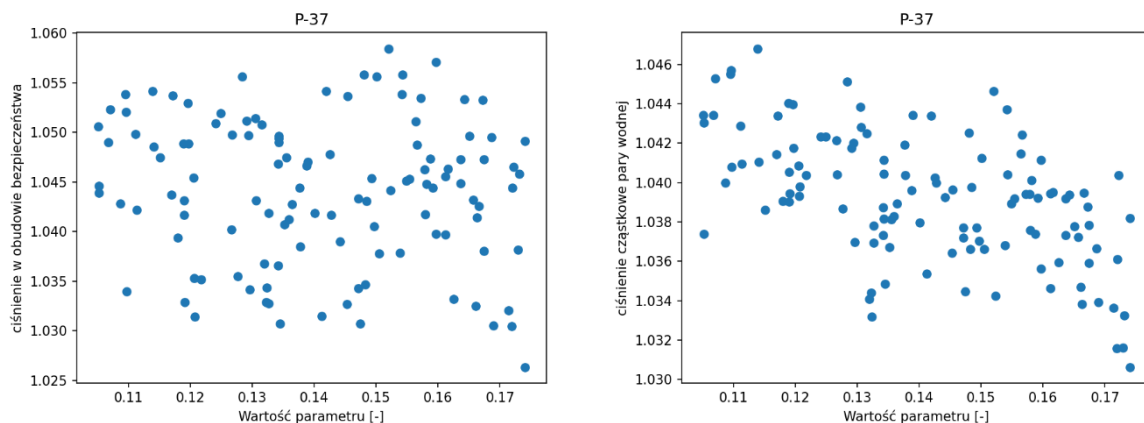
Rys. 6.9. Wartości znormalizowanego maksymalnego ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa, w zależności od wartości parametru P-97 określającego wartość temperatury, do której utleniony pręt paliwowy może utrzymać stabilność mechaniczną w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulce paliwowej.

Przeszacowanie ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa w modelu wynika najprawdopodobniej ze zbyt dużego ciśnienia pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa, dlatego też postanowiono dokonać analizy wrażliwości pod kątem maksymalnego ciśnienia cząstkowego pary wodnej w obudowie. Przebieg ciśnienia cząstkowego pary wodnej i otrzymana niepewność są bardzo zbliżone do ciśnienia całkowitego w obudowie bezpieczeństwa, dlatego w pracy nie zamieszczano otrzymanych wyników zmian ciśnienia cząstkowego pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa podczas eksperymentu. Na rysunku 6.10 przedstawiono współczynniki ρ dla badanej korelacji pomiędzy parametrami wejściowymi a maksymalnym ciśnieniem cząstkowym pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa, które wskazują na istnienie umiarkowanej korelacji parametru wyjściowego z parametrem wejściowym P-37, osiągając wartość współczynnika ρ -0,549. Parametr P-37 to współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.13 [42] współczynnika przejmowania ciepła dla konwekcji swobodnej w atmosferze przy występowaniu przepływu turbulentnego. Parametr ten przypisany jest do zjawiska odparowania, podczas początkowego uszkodzenia rdzenia, co potwierdza że wpływ na ciśnienie cząstkowe pary wodnej miały zjawiska związane z transportem pary wodnej. Drugi zidentyfikowany parametr o umiarkowanej korelacji z ciśnieniem cząstkowym pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa to P-83, który stanowi maksymalną temperaturę dwutlenku cyrkonu umożliwiającą utrzymanie stopionego cyrkonu w koszulce paliwowej. Wartość współczynnika ρ dla tego parametru wynosi 0,415 i tylko nieznacznie przekracza wartość 0,4 uznaną w tabeli 6.1 za granicę słabej korelacji.



Rys. 6.10. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana pomiędzy poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalną wartością ciśnienia cząstkowego pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa.

Parametr P-37 okazał się słabo skorelowany z ciśnieniem całkowitym w obudowie bezpieczeństwa, osiągając wartość współczynnika ρ -0,120, ale umiarkowanie skorelowany z ciśnieniem cząstkowym pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa, osiągając wartość współczynnika ρ -0,549. Potwierdza to rysunek 6.11 z wartościami znormalizowanego ciśnienia całkowitego (rysunek po lewej) i znormalizowanego ciśnienia cząstkowego pary wodnej (rysunek po prawej) dla różnych wartości parametru P-37. Jak można zauważyć, korelacja parametru P-37 i ciśnienia cząstkowego pary wodnej jest wyraźna i wskazuje, że wzrost wartości parametru P-37 powoduje spadek ciśnienia cząstkowego w obudowie bezpieczeństwa. Analiza ta ponownie udowadnia, że korelacja istniejąca pomiędzy bezpośrednio powiązаныmi zmiennymi zanika w miarę uogólniania analizy na parametr bardziej globalny jakim jest w tym przypadku ciśnienie całkowite w obudowie bezpieczeństwa.



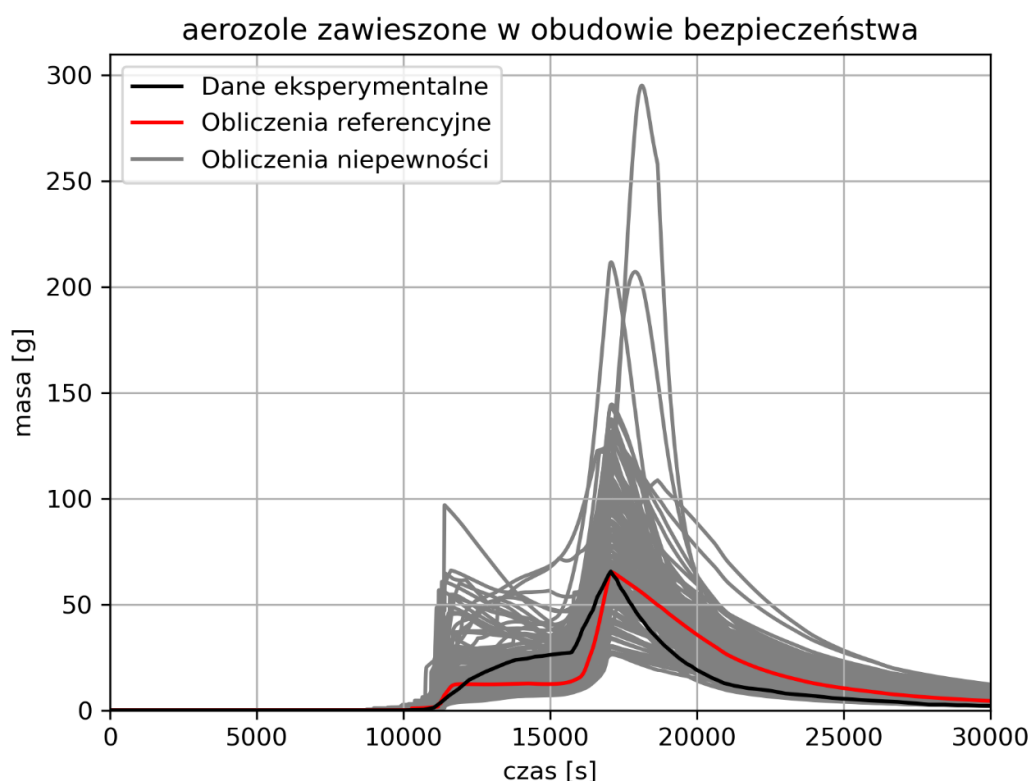
Rys. 6.11. Wartości znormalizowanego maksymalnego ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa (po lewej) i maksymalnego ciśnienia cząstkowego pary wodnej w obudowie bezpieczeństwa (po prawej), w zależności od wartości parametru P-37, który stanowi współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.13 [42] współczynnika przejmowania ciepła dla konwekcji swobodnej w atmosferze przy występowaniu przepływu turbulentnego.

Ciśnienie w obudowie bezpieczeństwa jest zawyżone w analizie w stosunku do wyników eksperymentalnych. Nawet zakres zmienności uzyskany za pomocą przedstawionej analizy nie obejmuje swoim zakresem wyników eksperymentalnych. Wskazuje to pośrednio na fakt, że niepewności innego rodzaju, niż tylko związane z parametrami wewnętrznymi kodu, mogą odgrywać decydującą rolę w uzyskanych wynikach i znacznie je zniekształcać. Przykładem takiego źródła niepewności jest przyjęty rozkład węzłów obliczeniowych (tzw. nodalizacja), który wpływa na dokładność modelowanych procesów. Zagadnienie to było także przedmiotem badań prowadzonych w ramach doktoratu [34] i wskazało na jego duże znaczenie. Innym

źródłem niepewności mogą być także warunki początkowe i brzegowe eksperymentu, które nie były przedmiotem prezentowanej analizy.

6.2.3. Masa aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa

Wyniki dotyczące masy aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa zaprezentowane na rysunku 6.12 identyfikują istotną niepewność obliczeń w czasie od około 11 000 sekundy do około 16 000 sekundy, gdy występuje główna część zjawiska utleniania koszulek cyrkonowych, faza uwalniania substancji promieniotwórczych z rdzenia oraz faza degradacji struktur rdzenia. Następnie, zgodnie z wynikami eksperymentalnymi, zarówno wyniki referencyjne, jak i obliczenia niepewności przewidują w około 17 000 sekundy maksymalną masę aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa. W tym momencie dochodzi do wyłączenia rdzenia reaktora i tym samym zanikają procesy uwalniania aerozoli z rdzenia reaktora.



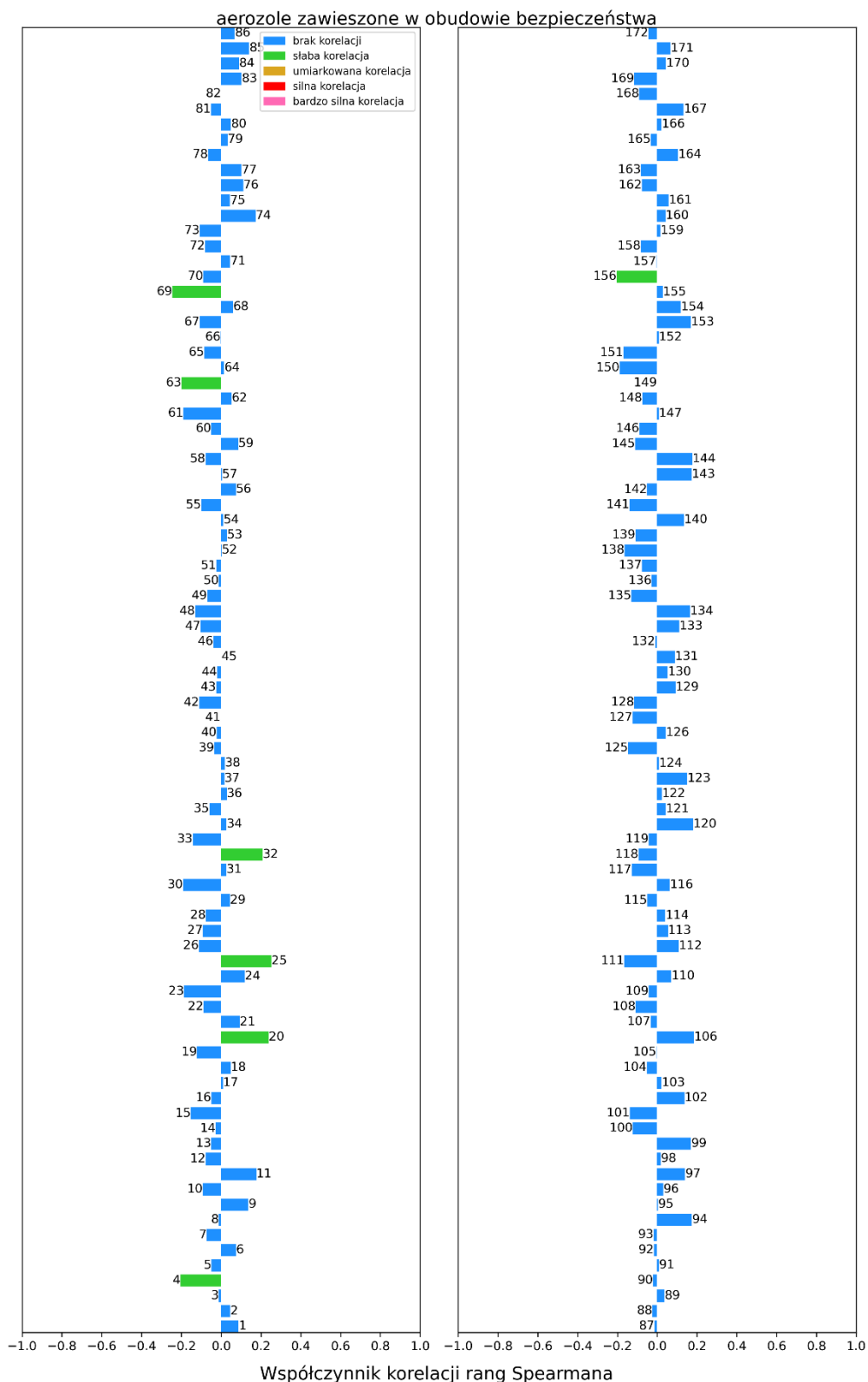
Rys. 6.12. Masa aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.

Uzyskana niepewność wyników jest znacznie większa, niż w przypadku pozostałych parametrów wyjściowych (produkcji wodoru w rdzeniu reaktora i ciśnienia w obudowie bezpieczeństwa) i wynosi nawet +350%. Niepewność taka wydaje się duża, jednak jest to wartość spotykana w publikacjach [101] i uzasadniona technicznie. Zachowanie radionuklidów wiąże się z jedną z największych niepewności spośród wszystkich zjawisk występujących podczas ciężkiej awarii, co także potwierdziły przedstawione analizy. Wiąże się to z faktem, że wpływ na zachowanie radionuklidów mają zarówno zjawiska cieplno-przepływowe występujące w obiegu chłodzenia reaktora i w obudowie bezpieczeństwa, jak również zjawiska związane z samymi radionuklidami. Niepewność ta jest efektem nieliniowego złożenia niepewności składowych związanych z parametrami wejściowymi. Konieczna podkreślenia jest informacja, że niepewność radionuklidów zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa, i tym samym dostępnych do uwolnienia wraz z przeciekami z obudowy bezpieczeństwa, jest tylko składową analizy skutków radiologicznych w środowisku wynikających z ciężkiej awarii.

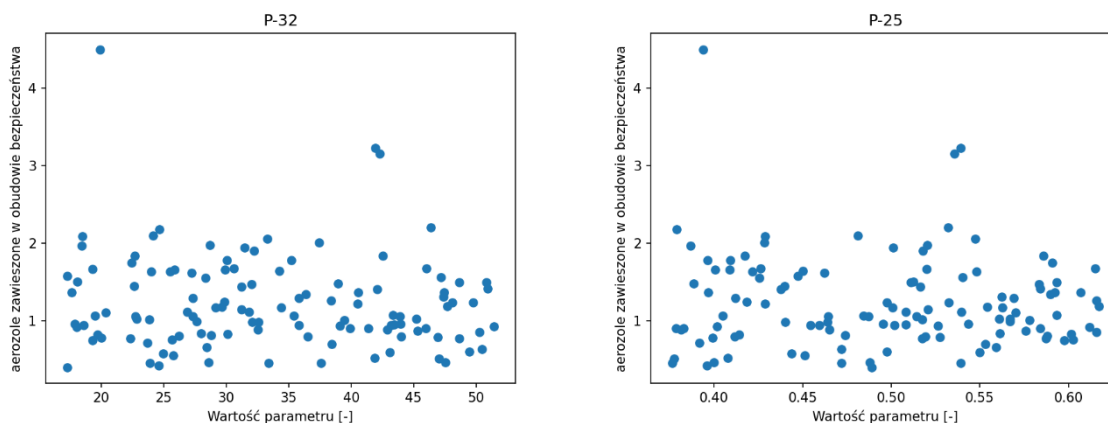
Na rysunku 6.13 przedstawiono wartości współczynników korelacji rang Spearmana, które wskazują na brak jakichkolwiek istotnych korelacji pomiędzy parametrami wejściowymi a maksymalną masą aerozoli zawieszoną w atmosferze obudowy bezpieczeństwa. Maksymalne uzyskane wartości współczynników ρ nie przekraczają wartości $\pm 0,4$, co zgodnie z tabelą 6.1 wskazuje co najwyżej na słabą korelację.

Na rysunku 6.14 zaprezentowano zależność znormalizowanej w stosunku do wartości eksperymentalnej maksymalnej masy aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa od wartości dwóch wybranych parametrów wejściowych, tj. P-32 (współczynnik ρ ma wartość -0,209) i P-25 (współczynnik ρ ma wartość 0,252). Pierwszy z nich to współczynnik wykorzystywany w korelacji wrzenia pęcherzykowego, a drugi to początkowa frakcja absorpcji ciepła powyłączeniowego przez dwutlenek uranu. Parametry te związane są odpowiednio z odparowaniem wody rdzeniu reaktora i wymianą ciepła w rdzeniu, które nie są bezpośrednio związane z zachowaniem radionuklidów w obudowie bezpieczeństwa. Na rysunku 6.14 trudno dostrzec widoczną korelację pomiędzy tymi parametrami, niemniej jednak nie świadczy to o braku wpływu tych parametrów na uzyskane wyniki. Słabą korelację zidentyfikowano także dla parametru P-63 wpływającego na uwolnienia klasy TE z paliwa jądrowego i parametru P-156 związanego z transportem radionuklidów. Współczynniki korelacji rang Spearmana dla tych parametrów jedynie nieznacznie przekraczają wartość 0,2. Szeroki zakres zmienności uzyskany dla masy aerozoli

zawieszonych w obudowie bezpieczeństwa jest dowodem na istotny wpływ parametrów wejściowych na uzyskane wyniki obliczeń, a przeprowadzona analiza wrażliwości wskazuje na złożoność zjawiska zachowania radionuklidów i wpływ na nie wielu parametrów wejściowych.



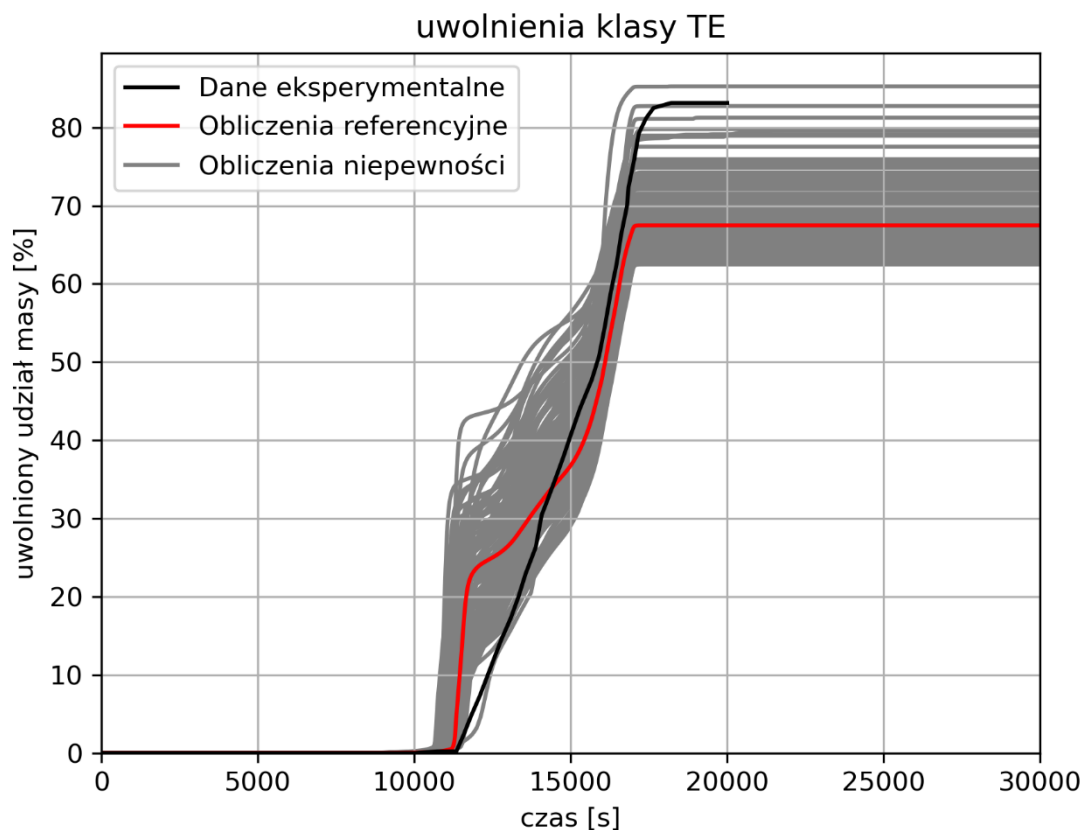
Rys. 6.13. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana między poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalną masą aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa.



Rys. 6.14. Wartości znormalizowanej maksymalnej masy aerozoli w atmosferze obudowy bezpieczeństwa w zależności od wartości parametru P-32 (po lewej), który stanowi współczynnik wykorzystywany w korelacji wrzenia pęcherzykowego i P-25 (po prawej) będący początkową frakcją absorpcji ciepła powyłaczeniowego przez dwutlenek uranu.

Bezpośredni wpływ na ilość aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa ma ilość materiałów uwolniona z rdzenia reaktora, dlatego do bardziej szczegółowej analizy tego parametru wyjściowego wybrano procent uwolnień klasy TE, jako przedstawiciela radionuklidów uwalnianych z paliwa jądrowego oraz uwolnienia klasy AG-CR, jako przedstawiciela substancji uwalnianych z elementów konstrukcyjnych rdzenia reaktora.

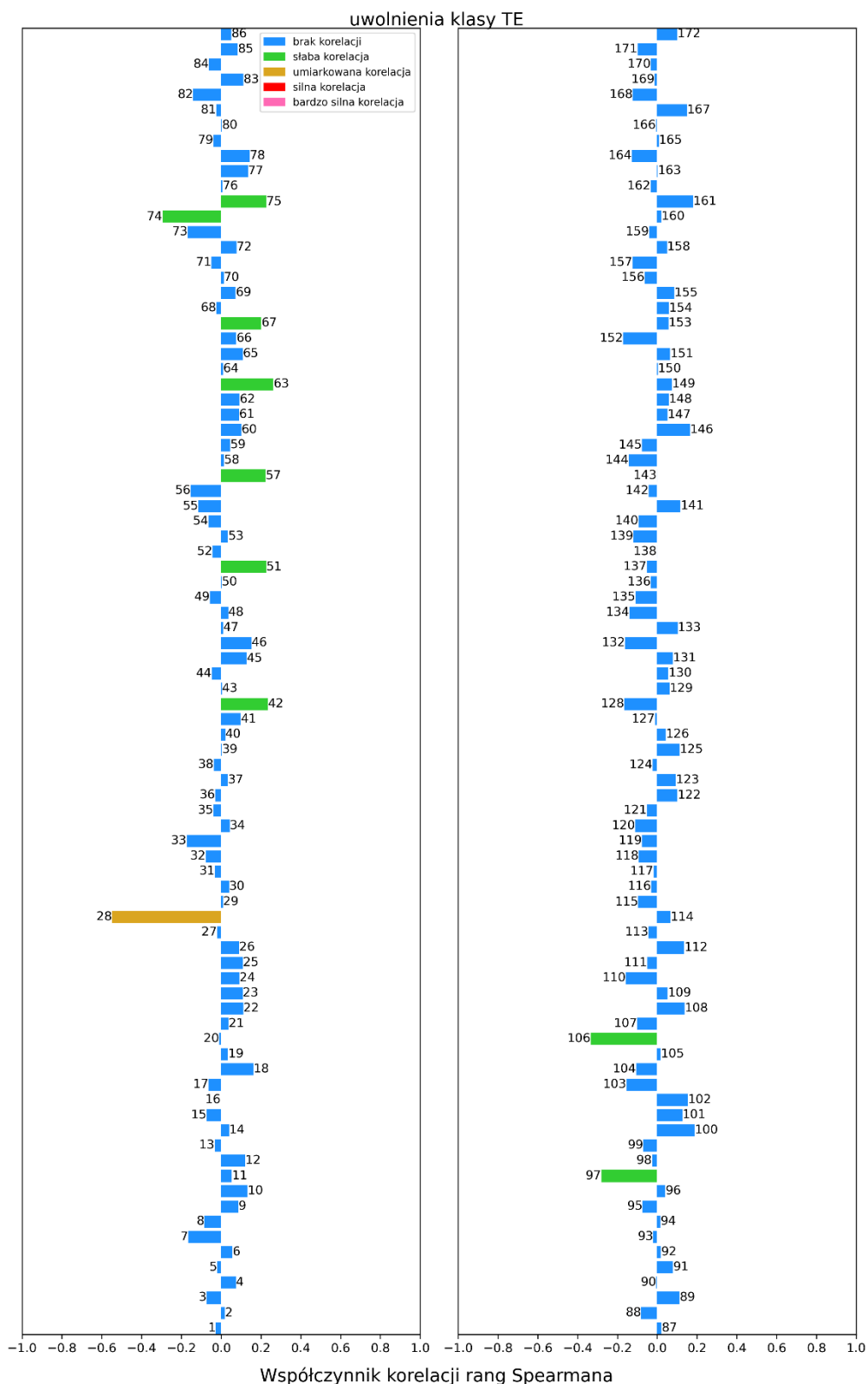
Wyniki obliczeń przedstawione na rysunku 6.15 wskazują dobrą zgodność wyników obliczeń BEPU z danymi eksperymentalnymi, podczas gdy obliczenia referencyjne dla całkowitego uwolnienia klasy TE z paliwa (około 67%) są znacznie niższe niż dane eksperymentalne (około 83%). Uzyskany zakres niepewności obliczeń obejmuje wyniki referencyjne i dane eksperymentalne niemal w pełnym zakresie przebiegu eksperymentu. Nioszacowane jest maksymalne tempo uwolnień klasy TE z paliwa jądrowego, natomiast maksymalna procentowa wartość uwolnień jest prawidłowo przewidziana. Wartość eksperymentalna znajduje się w górnym obszarze wyznaczonego zakresu niepewności, podczas gdy większość obliczeń niepewności nie doszacowuje tych uwolnień.



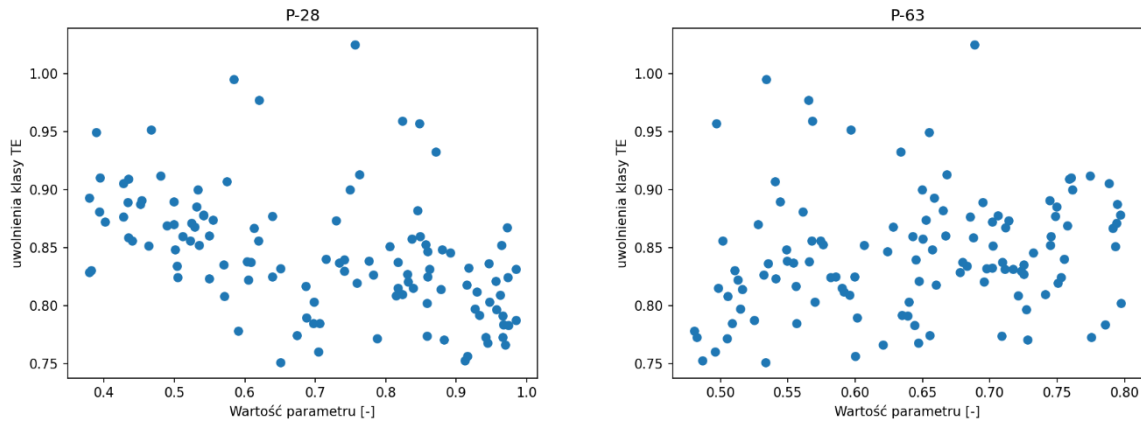
Rys. 6.15. Procentowe uwolnienia klasy TE z rdzenia reaktora. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.

Na rysunku 6.16 przedstawiono wartości współczynników korelacji rang Spearmana, dla maksymalnych uwolnień klasy TE z paliwa jądrowego i które wskazują na jego umiarkowaną korelację z parametrem P-28 oraz słabą korelację z kilkoma innymi parametrami, w tym z parametrem P-63. Parametr P-28 to współczynnik wymiany ciepła przez promieniowanie w kierunku promieniowym pomiędzy komórkami obliczeniowymi rdzenia, natomiast parametr P-63 to współczynnik skalowania uwolnień klasy TE z paliwa jądrowego w stosunku do uwolnień klasy CS. Uzyskane wartości współczynników ρ dla tych parametrów to odpowiednio -0,559 i 0,261. Rysunek 6.17, na którym przedstawiono zależność znormalizowanego, w stosunku do wartości eksperymentalnej, maksymalnego uwolnienia klasy TE od wartości dwóch wybranych parametrów wejściowych, wskazuje na obecność umiarkowanej korelacji z parametrem P-63 i słabej korelacji z parametrem P-28. W przypadku parametru P-28 jest to dość zaskakujące, ponieważ jako współczynnik skalujący uwolnienia klasy TE powinien mieć

wyraźny wpływ na uwolnienia tej klasy z paliwa jądrowego. Wpływ na uwolnienia klasy TE miało zapewne także utrzymanie stateczności struktur rdzenia i temperatury panującej w rdzeniu, ale także stan utlenienia koszulki paliwowej i skład gazów w rdzeniu reaktora. Brak silnej korelacji pomiędzy uwolnieniami telluru z paliwa jądrowego i współczynnikiem bezpośrednio odpowiedzialnym za te uwolnienia jest wyraźnym dowodem na to, że ciężkie awarie obejmują liczne i wzajemnie sprzężone zjawiska. Dlatego nie jest możliwe określenie konserwatywnych wartości poszczególnych parametrów wejściowych.



Rys. 6.16. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana pomiędzy poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalnymi uwolnieniami procentowymi klasy TE z rdzenia reaktora.

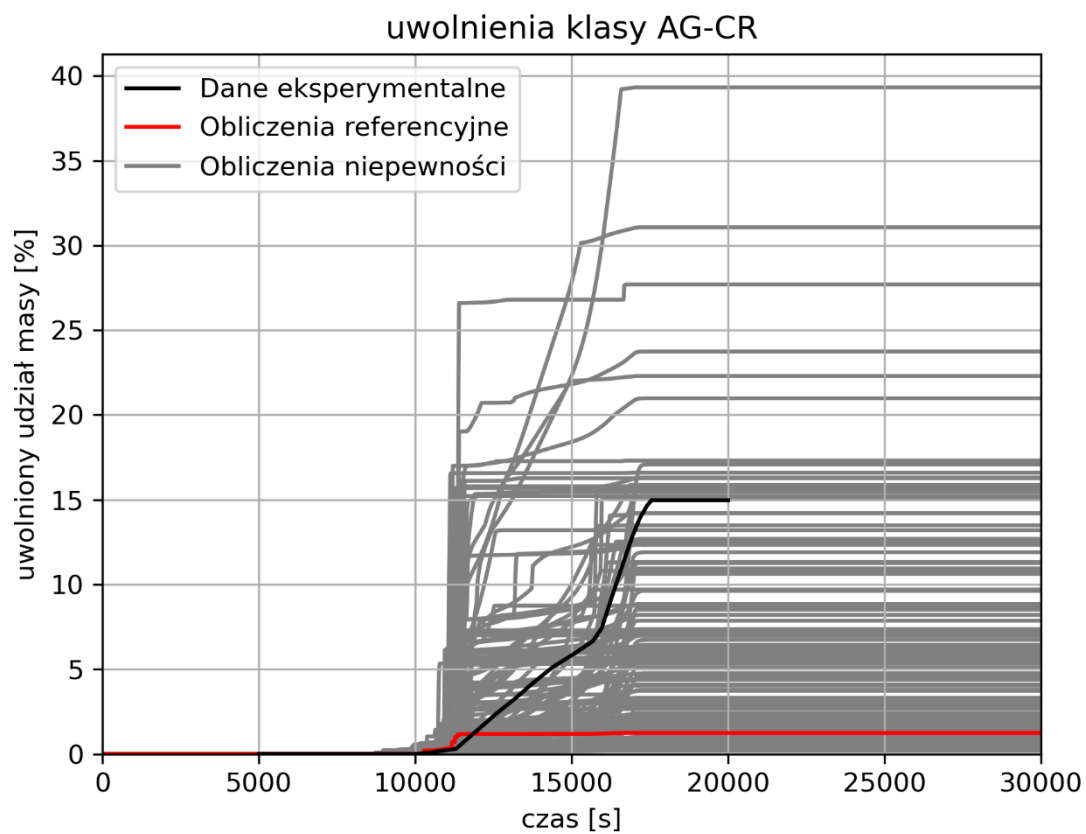


Rys. 6.17. Wartości znormalizowanego maksymalnego uwolnienia klasy TE z rdzenia reaktora, w zależności od wartości parametru P-28 (po lewej) stanowiącego współczynnik wymiany ciepła przez promieniowanie w kierunku promieniowym pomiędzy komórkami obliczeniowymi rdzenia i parametru P-63 (po prawej) będącego współczynnikiem skalowania uwolnień klasy TE z paliwa jądrowego w stosunku do uwolnień klasy CS.

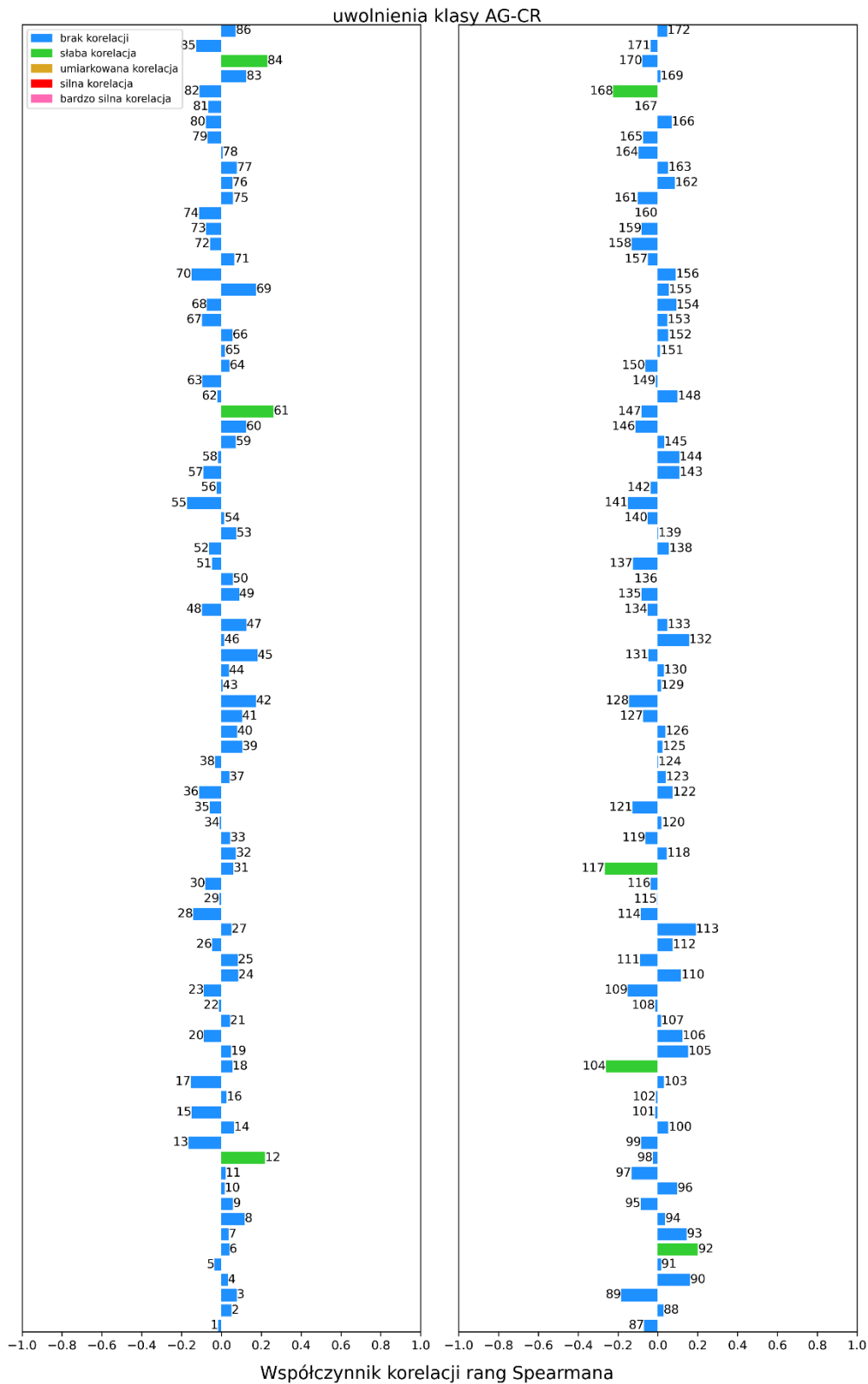
Wyniki obliczeń przedstawione na rysunku 6.18 wskazują na nienajlepszą zgodność wyników obliczeń z danymi eksperymentalnymi dla uwolnień klasy AG-CR z prętów pochłaniających rdzenia reaktora. Uzyskany zakres zmienności obejmuje jednak wyniki referencyjne i dane eksperymentalne w pełnym zakresie przebiegu eksperymentu. Wartość eksperymentalna znajduje się w górnym obszarze wyznaczonego zakresu niepewności, podczas gdy większość obliczeń niepewności nie doszacowuje tych uwolnień. Jest to raczej ogólny problem związany z modelowaniem uwolnień klasy AG-CR, co potwierdzają wyniki projektu ISP-46 uzyskiwane przez różne ośrodki badawcze [60].

Na rysunku 6.19 przedstawiono wartości współczynników korelacji rang Spearmana, dla maksymalnych uwolnień klasy AG-CR z paliwa jądrowego i które wskazują na jego słabą korelację z wieloma parametrami, w tym m.in. z parametrami P-84 i P-104. Parametr P-84 określa minimalną grubość utlenionej stali wymaganej do utrzymania stopionej stali w konstrukcji. Parametr P-104 określa współczynnik emisyjności cieplnej cyrkonu w zależności od grubości warstwy tlenkowej na koszulce paliwowej. Uzyskane wartości współczynników ρ dla tych parametrów niewiele przekraczają wartość 0,2. Rysunek 6.20, na którym przedstawiono zależność znormalizowanego w stosunku do wartości eksperymentalnej maksymalnego uwolnienia klasy AG-CR od wartości dwóch wybranych parametrów wejściowych, wskazuje na obecność słabej korelacji z parametrami P-84 i P-104. Można jednak zauważyć pojawiające się trendy wskazujące, że wraz ze wzrostem wartości parametru P-84

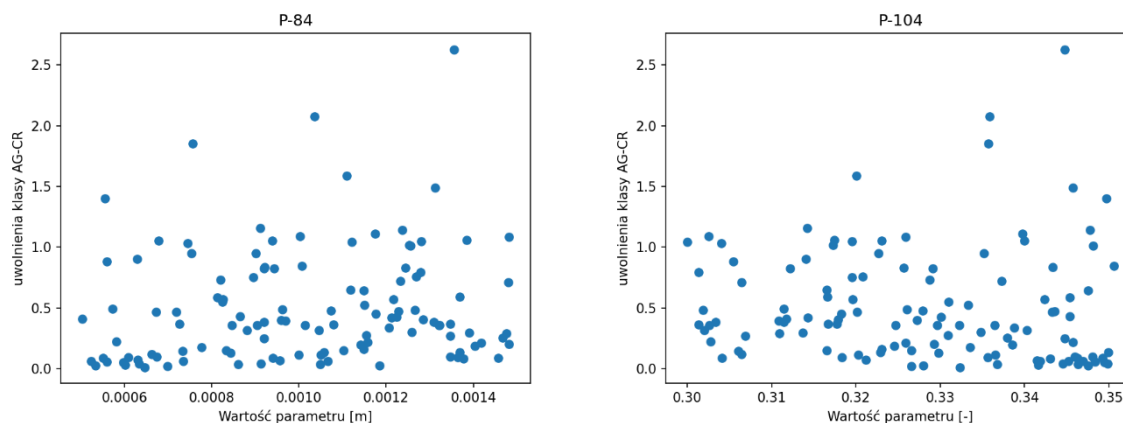
nieznacznie rośnie wartość procentowych uwolnień klasy AG-CR z materiałów konstrukcyjnych rdzenia. W przypadku parametru P-104 ta zależność jest odwrotna.



Rys. 6.18. Procentowe uwolnienia klasy AG-CR z rdzenia reaktora. Linia czarna to dane eksperymentalne, linia czerwona to referencyjne wyniki obliczeń i linie szare to poszczególne wyniki obliczeń niepewności.



Rys. 6.19. Wartość współczynników korelacji rang Spearmana pomiędzy poszczególnymi parametrami wejściowymi a maksymalnymi uwolnieniami procentowymi klasy AG-CR z rdzenia reaktora.



Rys. 6.20. Wartości znormalizowanego maksymalnego uwolnienia klasy AG-CR z rdzenia reaktora, w zależności od wartości parametru P-84 (po lewej), który określa minimalną grubość utlenionej stali wymaganej do utrzymania stopionej stali w konstrukcji i parametru P-104 (po prawej), który określa współczynnik emisyjności cieplnej cyrkonu, w zależności od grubości warstwy tlenkowej na koszulce paliwowej.

6.3. Podsumowanie weryfikacji zaproponowanej metodyki

Przedstawiona weryfikacja zaproponowanej metodyki wykonywania analiz BEPU dla ciężkich awarii potwierdziła możliwość jej praktycznego zastosowania. Uzyskano akceptowalne i zgodne z dostępną literaturą zakresy niepewności jednocześnie dla trzech parametrów wyjściowych, co z punktu widzenia złożoności ciężkich awarii jest niemal niemożliwe do uzyskania w analizach prowadzonych w oparciu o obecnie stosowane metody.

Uzyskany zakres zmienności dla parametrów cieplno-przepływowych, takich jak ciśnienie w obudowie bezpieczeństwa i temperatura koszulki paliwowej, jest dość wąski i wynosi kilka procent. Parametry wyjściowe związane z degradacją rdzenia, takie jak produkcja wodoru i uwolnienia materiałów z rdzenia reaktora, ze względu na większą złożoność powinny cechować się większą niepewnością. Przeprowadzone analizy BEPU odzwierciedlają te niepewności w postaci kilkunasto- lub kilkudziesięcio-procentowych przedziałów niepewności. Natomiast najbardziej złożone zjawiska dotyczące zachowania produktów rozszczepienia i charakteryzowane w tej analizie za pomocą masy aerozoli zawieszonych w atmosferze obudowy bezpieczeństwa mają największe niepewności, wynoszące nawet kilkaset procent. Wynika to ze składowych niepewności zjawisk podstawowych wpływających

na ten parametr wyjściowy. Zachowanie aerozoli w obudowie jest powiązane z niemal wszystkimi grupami zjawisk zachodzących podczas ciężkich awarii.

W przypadku parametrów wyjściowych, takich jak uwolnienia klasy TE i AG-CR, dla których wyniki referencyjne odbiegały od danych eksperymentalnych, zastosowanie analizy BEPU pozwoliło objąć zakresem niepewności dane eksperymentalne. Ponadto analizy te pozwoliły określić maksymalne wartości parametrów wyjściowych i zapewnić, że rzeczywisty wynik obliczeń z 95-procentową pewnością znajduje się w przedziale określonym przez 95-ty percentyl, co pozwala wykorzystać tego typu obliczenia w procesie licencjonowania obiektów jądrowych.

Globalna analiza wrażliwości przeprowadzona dla trzech parametrów wyjściowych wskazała, że nie ma żadnego parametru wejściowego istotnie skorelowanego z którymkolwiek z parametrów wyjściowych. Fakt ten może tylko potwierdzać złożoność analizowanych podczas ciężkich awarii zjawisk oraz konieczność uwzględniania w analizach tego typu dużej liczby parametrów wejściowych. W literaturze zauważalny jest podobny efekt braku istotnego skorelowania parametrów wejściowych z wyjściowymi [10]. Niemniej jednak istnieją prace, w których korelacje takie zostały zauważone [61]. Warto jednak zwrócić uwagę, że korelacje takie widoczne są w przypadku analizy prostych zjawisk, jak np. depozycja radionuklidów w orurowaniu obiegu pierwotnego [61]. Podobną zależność dostrzeżono także w przeprowadzonej analizie wrażliwości pod kątem temperatury koszulki paliwowej i ciśnienia cząstkowego pary wodnej, dla których zidentyfikowano skorelowane parametry wejściowe.

Zaprezentowane wyniki analiz wrażliwości wskazują, że jeżeli dla danego parametru wyjściowego występuje korelacja, to jest ona związana z konkretnym parametrem wejściowym charakteryzującym dane zjawisko, a nie z całym zjawiskiem. Gdyby była związana z danym zjawiskiem, to wtedy parametry przypisane do tego zjawiska także w jakiejś mierze byłyby skorelowane z danym parametrem wyjściowym.

Wykonując obliczenia BEPU, uzyskano wyniki dla 118 pojedynczych obliczeń (z wylosowanymi wartościami parametrów, z wykorzystaniem przyjętych zakresów i rozkładów niepewności) ze 124 przygotowanych, co stanowi około 95% powodzenia. Pozostałe 6 pojedynczych obliczeń nie uzyskało zbieżności i tym samym ostatecznych wyników, mimo zmiany, m.in. kroku obliczeniowego. Fakt ten może wskazywać na konieczność dalszych prac nad wykorzystanym modelem obliczeniowym instalacji Phebus FPT-1 celem jego usprawnienia. Wynik około 95% ukończonych obliczeń mieści się jednak

w zakresie uzyskiwanych zbieżności obliczeń dla analiz numerycznych wykonywanych z wykorzystaniem kodu obliczeniowego MELCOR [102] i jest zgodny z doświadczeniami autora rozprawy oraz promotora pomocniczego. Wskazuje to na typową stabilność numeryczną osiąganą w analizach wykorzystujących kod MELCOR, która związana jest ze specyfiką tego narzędzia obliczeniowego. Można zatem ocenić, iż zaproponowana metodyka nie wywołuje nadmiernej i nietypowej niestabilności kodu MELCOR.

W zastosowaniu zaproponowanej metodyki do celów licencjonowania reaktorów jądrowych, należy zastosować rozwiązania pozwalające uzyskać ostateczne wyniki dla każdego ze stworzonych zestawów wartości parametrów wejściowych. W tym celu można powtórzyć losowanie i powtórzyć wszystkie obliczenia, albo stworzyć dodatkowe pliki wejściowe bardzo zbliżone do pliku wejściowego, dla którego nie została uzyskana zbieżność obliczeń, np. poprzez niewielką zmianę wartości wybranych parametrów wejściowych. Najlepszą jednak metodą uzyskania zbieżności obliczeń jest określenie przyczyn wystąpienia niestabilności i wyeliminowanie ich. Mogą one wynikać, np. z niefizycznego zachowania reaktora lub niefizycznych kombinacji parametrów wejściowych. W takiej sytuacji należy zmodyfikować zakres zmienności parametru wejściowego wpływającego na niestabilność lub wprowadzić zależność pomiędzy parametrami wejściowymi tworzącymi niefizyczne warunki, celem wyeliminowania niefizycznych kombinacji wartości tych parametrów.

Analiza skupiona na parametrach P-168 i P-169 przedstawiona w rozdziale 6.2.1 wskazuje, że do niewielkich wartości współczynnika ρ , należy podchodzić z dużą ostrożnością, ponieważ mogą wskazywać obecność słabej korelacji pomiędzy zmiennymi, podczas gdy korelacja ta w ogóle nie występuje. Jak wskazano w analizie wrażliwości dopiero duże wartości współczynnika ρ (tj. powyżej 0,8) mogą pozwolić na jednoznaczną interpretację istnienia zależności pomiędzy zmiennymi.

7. Podsumowanie

7.1. Podsumowanie i wnioski

Zaprezentowana w niniejszej rozprawie metodyka wykonywania analiz BEPU dedykowana ciężkim awariom ogranicza wpływ subiektywnej oceny użytkownika kodu na uzyskane wyniki, poprzez zastosowanie procedury określania zakresów niepewności i wykorzystanie jednorodnego rozkładu gęstości prawdopodobieństwa dla wszystkich ciągłych parametrów wejściowych. Metoda określania zakresów niepewności oparta jest na eksperckiej ocenie znajomości zjawisk, zebranej w macierzach walidacji kodów obliczeniowych [31], [32] występujących podczas ciężkiej awarii oraz sposobie modelowania tych zjawisk w wykorzystanym kodzie obliczeniowym i jego zdolności do ich właściwego modelowania.

Metodyka ta jest uniwersalna pod kątem wykorzystania różnych kodów obliczeniowych, ponieważ pozwala na modyfikację zakresów niepewności w zależności od zdolności wybranego kodu obliczeniowego do modelowania poszczególnych zjawisk. Efektem wykonanej pracy analitycznej jest stworzona baza danych dla kodu MELCOR, która znajduje się w aneksie 9.2 i która obejmuje kwantyfikację niepewności parametrów wejściowych. W ramach badań naukowych zdefiniowano także parametry wejściowe przypisane innym zjawiskom niewystępującym w eksperymencie Phebus FPT-1 i niezaprezentowane w aneksie. Jest to dodatkowa wartość, która tworzy bazę wiedzy możliwą do wykorzystania podczas analiz BEPU ciężkich awarii dla różnych projektów reaktorów jądrowych i różnych scenariuszy awaryjnych.

Stworzona metodyka pozwala na ograniczenie zasobów obliczeniowych i zasobów związanych z przygotowaniem danych wejściowych koniecznych do wykorzystania podczas analiz bezpieczeństwa, poprzez opracowanie zakresów i rozkładów niepewności dla dużej liczby parametrów wejściowych oraz poprzez redukcję liczby pojedynczych obliczeń koniecznych do wykonania, w przypadku analizy wielu parametrów wyjściowych na bazie jednego zestawu obliczeń. Zastosowanie dużej liczby parametrów wejściowych pozwala uwzględnić wpływ wszystkich istotnych dla scenariusza awaryjnego zjawisk fizycznych i chemicznych na wyniki obliczeń. Potwierdziła to weryfikacja metodyki przeprowadzona na bazie eksperymentu Phebus FPT-1 z wykorzystaniem kodu obliczeniowego MELCOR. Przeprowadzona przy tym analiza wrażliwości wskazała na znaczącą złożoność ciężkich awarii i wzajemnych powiązań pomiędzy występującymi w jej trakcie zjawiskami fizycznymi i chemicznymi. Weryfikacja ta ponadto potwierdziła zdolność do praktycznego stosowania w analizach bezpieczeństwa

ciężkich awarii reaktorów jądrowych metod najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności, pozwalając uzyskać wiarygodne zakresy niepewności jednocześnie trzech parametrów wyjściowych w stabilnych numerycznie obliczeniach. Uzyskane wyniki analiz BEPU wykazały, że zaproponowana metodyka dobrze odzwierciedla niepewności modelowanych zjawisk fizycznych i chemicznych, poprzez szersze zakresy niepewności uzyskane dla parametrów wyjściowych obciążonych większymi niepewnościami, wywołanych przebiegiem zjawisk na nie wpływających. Tym samym teza postawiona na początku rozprawy została w pełni potwierdzona.

7.2. Wkład do nauki

Złożoność przebiegu ciężkiej awarii i występujących w jej trakcie zjawisk oraz ich wzajemnych zależności powoduje znaczące trudności w modelowaniu przebiegu ciężkich awarii. Ponadto wiedza naukowa w zakresie poszczególnych zjawisk jest na różnym poziomie dojrzałości i konsensusu eksperckiego, stąd też istnieją dość powszechne trudności w modelowaniu ciężkich awarii. W dostępnej literaturze brak jest ugruntowanego podejścia do analiz BEPU ciężkich awarii dla wielu parametrów wejściowych. W przypadku metod BEPU wykorzystujących twierdzenie Wilksa nie ma konieczności redukcji liczby parametrów wejściowych analizy [8]. Jest to bardzo ważna cecha metody GRS odróżniająca ją od pozostałych metod BEPU, która redukuje w istotny sposób niepewność analizy związaną z wyborem parametrów wejściowych do przeprowadzenia analizy niepewności. Niemniej jednak ta pozytywna cecha metod wykorzystujących twierdzenie Wilksa w praktyce nie jest wykorzystywana ze względu na brak możliwości skwantyfikowania niepewności dużej liczby parametrów wejściowych. Prezentowane w dostępnej literaturze analizy są ograniczone jedynie do maksymalnie kilkudziesięciu parametrów wejściowych i zazwyczaj jednego parametru wyjściowego. Rozkłady i zakresy niepewności opierają się zazwyczaj na wybiórczej analizie danych eksperymentalnych lub subiektywnym osądzie inżynierskim i nie zawsze mają wiarygodne uzasadnienie w ocenie bezpieczeństwa wykonywanej przez dozór jądrowy. Zaproponowana w niniejszej rozprawie doktorskiej metodyka wykonywania analiz BEPU dla ciężkich awarii jest próbą rozwiązania tych problemów. Przedstawiona metodyka w istotny sposób redukuje wpływ użytkownika na uzyskane wyniki i pozwala w systematyczny sposób określić zakresy i rozkłady niepewności dla dużej liczby parametrów wejściowych. Globalna analiza wrażliwości przeprowadzona dla trzech parametrów wyjściowych, w ramach weryfikacji zaproponowanej metodyki potwierdziła, że w przypadku analiz ciężkich awarii

niemal niemożliwe jest określenie zachowawczych wartości parametrów wejściowych, co jest zgodne z danymi literaturowymi [7], [10].

Zaproponowana metodyka wykonywania analiz BEPU dla ciężkich awarii szczególnie przydatna może być w kontekście pasywnych reaktorów generacji III+ w tym reaktorów SMR, które w ostatnich latach są obiektem pogłębionych badań naukowych. Działanie pasywnych systemów bezpieczeństwa (niewymagających zasilania elektrycznego) tych reaktorów zależne jest od różnicy ciśnień wywołanych, m.in. różnicą w położeniu zbiorników w obiekcie i zjawisk kondensacji pary wodnej, a wydatek przepływu płynów w dużej mierze zależy od oporów przepływu na rurociągach tych systemów. W wyniku stosowania pasywnych systemów bezpieczeństwa znaczący wpływ na wyniki obliczeń mają warunki brzegowe kodu, w tym korelacje opisujące warunki przepływu płynów i wymiany ciepła. Zaprezentowana w niniejszej rozprawie doktorskiej metodyka skupia się na sposobie określania zakresów i rozkładów niepewności dla tego typu parametrów wejściowych. Obecnie istnieje powszechny trend w projektowaniu reaktorów jądrowych obejmujący wykorzystanie pasywnych systemów bezpieczeństwa, zamiast powszechnego wcześniej wykorzystania aktywnych systemów bezpieczeństwa (wymagających zasilania elektrycznego). W przypadku pasywnych systemów bezpieczeństwa istnieją niepewności wynikające z warunków w jakich mają pracować, a podejście do ich uwzględnienia nie ma przyjętej metodyki postępowania, stąd istnieje konieczność poszerzonych badań naukowych w tym obszarze.

Zaprezentowana metodyka może posłużyć do dalszego rozwoju kodu MELCOR i wskazania niedociągnięć w jego możliwościach modelowych, które mają największy wkład do niepewności uzyskanych wyników. Może także zostać wykorzystana do zaplanowania dalszej ścieżki badawczej kodu, aby prowadzić badania eksperymentalne w sposób zaplanowany i jak najbardziej uzasadniony technicznie, i wykorzystać je do zwalidowania kodu MELCOR w szerszym zakresie. Dzięki przeprowadzonej weryfikacji metodyki na bazie eksperymentu Phebus FPT-1, niniejsza rozprawa doktorska stanowi ponadto wkład w proces walidacji kodu MELCOR i rozszerzenia wiedzy na temat zakresów i rozkładów niepewności wielu parametrów wejściowych po raz pierwszy analizowanych w publikowanych źródłach.

7.3. Praktyczne zastosowanie metodyki i jej wdrożenie w przemyśle

Elementem podlegającym ocenie podczas procesu wydawania zezwolenia na budowę obiektu jądrowego jest Wstępny Raport Bezpieczeństwa przygotowywany przez inwestora, którego

częścią są analizy bezpieczeństwa ciężkich awarii proponowanego reaktora jądrowego. Zgodnie z Rozporządzeniem Rady Ministrów [4] § 30 „analizy deterministyczne bezpieczeństwa ciężkich awarii obiektu jądrowego prowadzi się, stosując założenia, dane, metody i kryteria decyzyjne oparte na najlepszym szacowaniu. Tam, gdzie nie jest to możliwe, stosuje się zachowawcze podejście, uwzględniając niepewności w rozumieniu modelowanych procesów fizycznych”. Spełnienie tego zapisu wiąże się z koniecznością przeprowadzenia analiz ciężkich awarii metodą najlepszego szacowania lub z wykorzystaniem zachowawczego podejścia. W obu tych przypadkach konieczne jest uwzględnienie niepewności w rozumieniu modelowanych procesów fizycznych. Zaproponowana w rozprawie doktorskiej metodyka pozwala przeprowadzić analizy bezpieczeństwa ciężkich awarii spełniając wymagania określone w polskim prawie. Metodyka ta została stworzona na potrzeby Państwowej Agencji Atomistyki i będzie szczególnie przydatna w procesie oceny danego reaktora jądrowego przed wydaniem przez dozór jądrowy zezwolenia na budowę. Pozwoli ona także ocenić wyniki zaprezentowane we Wstępnym Raporcie Bezpieczeństwa, a dzięki zastosowaniu analizy wrażliwości określić parametry i tym samym zjawiska mające największy wpływ na uzyskane wyniki. Metodyka ta może być szczególnie przydatna w sytuacji, gdy inwestor dysponuje własnymi danymi eksperymentalnymi ograniczającymi niepewność wybranych zjawisk i tym samym, posiadając uzasadnione podstawy do redukcji niepewności parametrów wejściowych analiz BEPU. Opracowana metodyka pozwoli ponadto przyspieszyć i zoptymalizować proces wydawania zezwolenia na budowę obiektu jądrowego w przyszłości.

Zastosowanie globalnej analizy wrażliwości ma na celu wskazanie, które parametry wejściowe mają największy wpływ na wartości analizowanych parametrów wyjściowych, co pozwala skupić uwagę na głębszej ocenie danego zjawiska i charakteryzujących je parametrów. Uzyskana w ten sposób informacja może posłużyć do wykonania lokalnej analizy wrażliwości dla tych parametrów celem zbadania możliwości wystąpienia efektu krawędzi klifu (ang. cliff edge effect). Informacja ta jest także przydatna podczas oceny analiz bezpieczeństwa wykonanych przez projektanta reaktora jądrowego w celu skupienia się na najważniejszych zjawiskach i parametrach wejściowych podczas dyskusji na temat niepewności obliczeń. Wykonana w ramach weryfikacji globalna analiza wrażliwości, po jej uzupełnieniu lokalną analizą wrażliwości, pozwoli na przeprowadzenie oceny wielkości marginesów bezpieczeństwa celem zapewnienia należytego poziomu bezpieczeństwa obiektu jądrowego. Ponadto informacja pochodząca z globalnej analizy wrażliwości wykonana przez projektanta reaktora jądrowego pozwala mu na zidentyfikowanie najważniejszych zjawisk i parametrów,

dla których powinien przeprowadzić stosowne badania literaturowe i eksperymentalne w celu zredukowania ich niepewności.

Zaproponowana metodyka jest unikalna i może stanowić alternatywę dla innych metod BEPU, przez co proces weryfikacji analiz bezpieczeństwa przedstawionych przez aplikanta, a wykonywanych przez dozór jądrowy, będzie stanowił dodatkową weryfikację tych analiz i tym samym zwiększy pewność spełnienia kryteriów akceptacji i uzyskanych marginesów bezpieczeństwa.

7.4. Przyszłe badania

W ramach pracy zawodowej oraz prowadzenia badań opracowano model matematycznego reaktora jądrowego AP1000 w kodzie MELCOR. Model ten obejmuje obieg pierwotny reaktora wraz z rdzeniem, stronę wtórną wytwornicy pary, obudowę bezpieczeństwa reaktora, systemy bezpieczeństwa reaktora i systemy dedykowane ciężkim awariom oraz system zabezpieczeń reaktora. Na tej podstawie przeprowadzono analizę najlepszego szacowania dla awarii projektowej pęknięcia rurociągu bezpośredniego wtrysku chłodziwa do zbiornika reaktora (ang. Direct Vessel Injection – Loss Of Coolant Accident – DVI-LOCA) będącej aktualnie w recenzji publikacji [52]. Analiza ta może stanowić podstawę do dalszych badań w zakresie analiz BEPU dla ciężkich awarii w reaktorze AP1000 z wykorzystaniem metodyki zawartej w niniejszej rozprawie doktorskiej.

W przedstawionej w załączniku bazie wiedzy nie zaprezentowano całej stworzonej podczas badań bazy wiedzy, które obejmowała analizę parametrów przypisanych do takich zjawisk jak zjawiska chemiczne związane z wodorem w obudowie bezpieczeństwa, które nie wystąpiły w eksperymencie Phebus FPT-1 oraz zjawiska chemiczne dotyczące jodu, które nie były przedmiotem weryfikacji metodyki. Niemniej jednak przyszłe badania powinny obejmować rozszerzanie bazy wiedzy o analizę pozostałych zjawisk fizycznych i chemicznych występujących podczas ciężkich awarii. Ze względu na zakres badań nie dokonywano analizy, m.in. zjawisk związanych z interakcją stopionego rdzenia z betonem lub wyrzutem pod wysokim ciśnieniem do obudowy bezpieczeństwa stopionego rdzenia z obiegu chłodzenia reaktora. Przyszłe badania powinny obejmować także ocenę konserwatywności zaproponowanej w rozprawie metodyki poprzez porównanie uzyskanych wyników z rezultatami otrzymanymi przy użyciu, np. metody Monte Carlo. Istotna w dalszych badaniach powinna być także powtarzalność statystyczna obliczeń.

8. Bibliografia

- [1] „Safety assessment for facilities and activities, IAEA General Safety Requirements No. GSR Part 4 (Rev. 1)”.
- [2] „Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, IAEA Specific Safety Guide No. SSG-2 (Rev.1)”, 2019.
- [3] „Ustawa z dnia 29 listopada 2000 r. Prawo atomowe, Dz. U. z 2023 r. poz. 1173”.
- [4] „Rozporządzenie Rady Ministrów z dnia 31 sierpnia 2012 r. w sprawie zakresu i sposobu przeprowadzania analiz bezpieczeństwa przeprowadzanych przed wystąpieniem z wnioskiem o wydanie zezwolenia na budowę obiektu jądrowego, oraz zakresu wstępnego raportu bezpieczeństwa dla obiektu jądrowego, Dz. U. z 2012 r. poz. 1043”.
- [5] „Rozporządzenie Rady Ministrów z dnia 31 sierpnia 2012 r. w sprawie wymagań bezpieczeństwa jądrowego i ochrony radiologicznej, jakie ma uwzględniać projekt obiektu jądrowego, Dz. U. z 2012 r. poz. 1048”.
- [6] „Rozporządzenie Rady Ministrów z dnia 30 sierpnia 2021 r. w sprawie dokumentów wymaganych przy składaniu wniosku o wydanie zezwolenia na wykonywanie działalności związanej z narażeniem na działanie promieniowania jonizującego albo przy zgłoszeniu wykonywania tej działalności, Dz. U. z 2021 r. poz. 1667”.
- [7] „ONR Guide Severe Accident Analysis, NS-TAST-GD-007 Revision”. wrzesień 2017.
- [8] „Best estimate safety analysis for nuclear power plants: uncertainty evaluation, IAEA Safety Reports Series No. 52”. 2008.
- [9] P. Darnowski, M. Włostowski, M. Stępień, i G. Niewiński, „Study of the material release during PHÉBUS FPT-1 bundle phase with MELCOR 2.2”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 148, s. 107700, grudz. 2020, doi: 10.1016/j.anucene.2020.107700.
- [10] P. Darnowski, P. Mazgaj, i M. Włostowski, „Uncertainty and Sensitivity Analysis of the In-Vessel Hydrogen Generation for Gen-III PWR and Phebus FPT-1 with MELCOR 2.2”, *Energies*, t. 14, nr 16, s. 4884, sie. 2021, doi: 10.3390/en14164884.
- [11] F. CERRU, „PCSR - Sub-Chapter 16.2 - Severe Accident Analysis (RRC-B), UKEPR-0002-162 Issue 05”. 12 listopad 2012.
- [12] P. E. Wick, „AP1000 Pre-Construction Safety Report, UKP-GW-GL-793NP”. marzec 2017.
- [13] „MUSA – MANAGEMENT AND UNCERTAINTIES OF SEVERE ACCIDENTS”. Dostęp: 13 wrzesień 2023. [Online]. Dostępne na: <https://musa-h2020.eu/>
- [14] K. Ross, J. Phillips, i R. O. Gauntt, „NUREG/CR-7008, «MELCOR Best Practices as Applied in the State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Project».” sierpień 2014.
- [15] N. E. Bixler *i in.*, „SOARCA uncertainty analysis of a short-term station blackout accident at the Sequoyah nuclear power plant”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 145, s. 107495, wrz. 2020, doi: 10.1016/j.anucene.2020.107495.
- [16] „NUREG/CR-7245 «State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Project Sequoyah Integrated Deterministic and Uncertainty Analyses»”, s. 678.
- [17] P. Mattie, R. Gauntt, K. Ross, N. Bixler, i D. Osborn, „State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project Uncertainty Analysis of the Unmitigated Long-Term Station Blackout of the Peach Bottom Atomic Power Station, NUREG/CR-7155”.
- [18] T. S. Ghosh, „State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project Uncertainty Analysis of the Unmitigated Short-Term Station Blackout of the Surry Power Station, NUREG/CR-7262”. grudzień 2022.
- [19] „IAEA Safety Glossary, Terminology Used in Nuclear Safety and Radiation Protection”. Edition 2018.

- [20] „Severe accident”, NRC Web. Dostęp: 5 lipiec 2023. [Online]. Dostępne na: <https://www.nrc.gov/reading-rm/basic-ref/glossary/severe-accident.html>
- [21] „Deterministic Safety Analyses for a Nuclear Power Plant, Guide YVL B.3”. wrzesień 2019.
- [22] B. R. Sehgal, *Nuclear Safety in Light Water Reactors, Severe Accident Phenomenology*. Elsevier, 2012. doi: 10.1016/B978-0-12-388446-6.00001-0.
- [23] „Approaches and Tools for Severe Accident Analysis for Nuclear Power Plants, IAEA Safety Report Series No. 56”. IAEA, 2008.
- [24] L. Soffer, S. B. Burson, C. M. Ferrell, R. Y. Lee, i J. N. Ridgely, „Accident source terms for Light-Water Nuclear Power Plants. Final report”, NUREG-1465, luty 1995. doi: 10.2172/29438.
- [25] „Safety of Nuclear Power Plants: Design, IAEA Specific Safety Requirements No. SSR-2/1 (Rev.1)”, 2016.
- [26] „OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations, NEA/CSNI/R(2013)8/PART2, Workshop Proceedings Barcelona, Spain 16-18 November 2011”.
- [27] J. L. Munoz-Cobo, A. Escrivá, R. Mendizabal, F. Pelayo, i J. Melara, „CSAU methodology and results for an ATWS event in a BWR using information theory methods”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 278, s. 445–464, paź. 2014, doi: 10.1016/j.nucengdes.2014.07.036.
- [28] S. S. Wilks, „Statistical prediction with special reference to the problem of tolerance limits”, *The Annals of Mathematical Statistics*, t. Vol. 13, nr No. 4 (Dec., 1942), s. 400–409.
- [29] H. Glaeser, „GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code Results and Applications”, *Sci. Technol. Nucl. Install.*, t. 2008, s. 1–7, 2008, doi: 10.1155/2008/798901.
- [30] T. Wickett, D. Sweet, i A. Neil, „Report of the Uncertainty Methods Study for Advanced Best Estimate Thermal Hydraulic Code Applications”.
- [31] K. Trambauer, T. J. Haste, B. Adroguer, Z. Hózer, D. Magallon, i A. Zurita, „IN-VESSEL CORE DEGRADATION CODE VALIDATION MATRIX Update 1996-1999, NEA/CSNI/R(2000)21”, paź. 2000.
- [32] „Containment Code Validation Matrix, NEA/CSNI/R(2014)3”. NUCLEAR ENERGY AGENCY COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS, maj 2014.
- [33] N. Aksan, „THE CSNI SEPARATE EFFECTS TEST AND INTEGRAL TEST FACILITY MATRICES FOR VALIDATION OF BEST-ESTIMATE THERMAL HYDRAULIC”, 2010.
- [34] M. Włostowski, P. Domitr, i P. Darnowski, „A Sensitivity Study of Critical Flow Modeling with MELCOR 2.2 Code Based on the Marviken CFT-21 Experiment”, *Energies*, t. 14, nr 16, s. 4985, sie. 2021, doi: 10.3390/en14164985.
- [35] P. Domitr i M. Włostowski, „The use of machine learning for inverse uncertainty quantification in TRACE code based on Marviken experiment”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 384, s. 111498, grudz. 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2021.111498.
- [36] Clement i T. Haste, „International Standard Problem ISP-46, THEMATIC NETWORK FOR A PHEBUS FPT-1 INTERNATIONAL STANDARD PROBLEM”, lip. 2003.
- [37] „BEMUSE Phase III Report: Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2-5 Test, NEA/CSNI/R(2007)4”, 2007.
- [38] P. Domitr, P. Darnowski, i M. Spirzewski, „THE ASSESSMENT OF CRITICAL FLOW MODELS OF MELCOR2.2 AND TRACE V5.0 PATCH 5 AGAINST MARVIKEN

- CRITICAL FLOW TESTS”, w *18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, NURETH 2019*, 2019.
- [39] M. Spirzewski, P. Domitr, i P. Darnowski, „Global uncertainty and sensitivity analysis of MELCOR and TRACE critical flow models against MARVIKEN tests”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 378, s. 111150, lip. 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2021.111150.
- [40] L. L. Humphries *i in.*, „Vol. 3: MELCOR Assessment Problems Version 2.1.7347 2015”, t. 3.
- [41] Sandia National Laboratories, „MELCOR Computer Code Manuals Vol. 2: Reference Manual Version 2.2.18019”. SAND2021-0241 O, 2021.
- [42] Sandia National Laboratories, „MELCOR Computer Code Manuals Vol. 1: Primer and Users’ Guide Version 2.2.19018”. SAND2021-0252 O, 2021.
- [43] J. Birchley, „Assessment of the MELCOR Code Against PHEBUS Experiment FPT-1 Performed in the Frame of ISP-46”, w *12th International Conference on Nuclear Engineering, Volume 3*, Arlington, Virginia, USA: ASMEDC, sty. 2004, s. 551–560. doi: 10.1115/ICONE12-49267.
- [44] R. Bocanegra i L. E. Herranz, „CIEMAT’s preliminary outcomes from the PHEBUS-FPT1 uncertainty analysis in the framework of the EU-MUSA project”, 2021.
- [45] A. Flores y Flores, D. Ferretto, T. Marková, i G. Mazzini, „Analysis of Release Model Effect in the Transport of Fission Products Simulating the FPT3 Test Using MELCOR 2.1 and MELCOR 2.2”, *Sustainability*, t. 13, nr 14, s. 7964, lip. 2021, doi: 10.3390/su13147964.
- [46] T. Haste, J. Birchley, E. Cazzoli, i J. Vitazkova, „MELCOR/MACCS simulation of the TMI-2 severe accident and initial recovery phases, off-site fission product release and consequences”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 236, nr 10, s. 1099–1112, maj 2006, doi: 10.1016/j.nucengdes.2005.11.012.
- [47] T. Sevón, „A MELCOR model of Fukushima Daiichi Unit 3 accident”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 284, s. 80–90, kwi. 2015, doi: 10.1016/j.nucengdes.2014.11.038.
- [48] T. Sevón, „A MELCOR model of Fukushima Daiichi Unit 1 accident”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 85, s. 1–11, lis. 2015, doi: 10.1016/j.anucene.2015.04.031.
- [49] T. Sevón, „Analysis of reactor water level measurements during the Fukushima unit 2 accident”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 366, s. 110760, wrz. 2020, doi: 10.1016/j.nucengdes.2020.110760.
- [50] M. D’Onorio, A. Giampaolo, G. Caruso, i F. Giannetti, „Preliminary uncertainty quantification of the core degradation models in predicting the Fukushima Daiichi unit 3 severe accident”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 382, s. 111383, paź. 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2021.111383.
- [51] A. Petrucci i F. D’Auria, „Thermal-Hydraulic System Codes in Nuclear Reactor Safety and Qualification Procedures”, *Sci. Technol. Nucl. Install.*, t. 2008, s. e460795, sty. 2008, doi: 10.1155/2008/460795.
- [52] M. Włostowski i P. Darnowski, „Study of the DVI-LOCA in the AP1000-Like Reactor with MELCOR Code”, SSRN, preprint, 2023. doi: 10.2139/ssrn.4341154.
- [53] S. W. Lee, B. D. Chung, Y.-S. Bang, i S. W. Bae, „ANALYSIS OF UNCERTAINTY QUANTIFICATION METHOD BY COMPARING MONTE-CARLO METHOD AND WILKS’ FORMULA”, *Nucl. Eng. Technol.*, s. 8, 2014.
- [54] H. Zhang, R. Szilard, L. Zou, i H. Zhao, „Comparisons of Wilks’ and Monte Carlo Methods in Response to the 10CFR50 . 46 (c) Proposed Rulemaking”, *Nuthos-11*, t. 46, nr c, s. 1–11, 2016.
- [55] S. Kang, J. Heo, C. W. Choi, K. S. Ha, i S. W. Bae, „Assessment study about the risk of Wilks’ formula for uncertainty quantification of design extension condition scenarios in

- prototype Gen-IV sodium fast reactor”, *J. Nucl. Sci. Technol.*, t. 55, nr 7, s. 746–755, 2018, doi: 10.1080/00223131.2018.1435317.
- [56] N. W. Porter, „Wilks’ formula applied to computational tools: A practical discussion and verification”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 133, s. 129–137, lis. 2019, doi: 10.1016/j.anucene.2019.05.012.
- [57] M. Perez *i in.*, „Uncertainty and sensitivity analysis of a LBLOCA in a PWR Nuclear Power Plant: Results of the Phase V of the BEMUSE programme”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 241, nr 10, s. 4206–4222, paź. 2011, doi: 10.1016/j.nucengdes.2011.08.019.
- [58] A. Wald, „An extension of Wilks’ a method for setting tolerance limits”, *Ann. Math. Stat.*, t. Vo. 14, nr No. 1 (Mar., 1943), s. 45–55.
- [59] A. Guba, M. Makai, i L. Pál, „Statistical aspects of best estimate method—I”, *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, t. 80, nr 3, s. 217–232, cze. 2003, doi: 10.1016/S0951-8320(03)00022-X.
- [60] B. Clement i T. Haste, „COMPARISON REPORT ON INTERNATIONAL STANDARD PROBLEM ISP-46 (PHEBUS FPT1)”.
- [61] M. Malicki i T. Lind, „Parametric MELCOR 2.2 sensitivity and uncertainty study with a focus on aerosols based on Phébus test FPT1”, *Prog. Nucl. Energy*, t. 158, s. 104609, kwi. 2023, doi: 10.1016/j.pnucene.2023.104609.
- [62] D. A. Powers, K. E. Washington, J. L. Sprung, i S. B. Burson, „A simplified model of aerosol removal by natural processes in reactor containments”, NUREG/CR--6189, SAND--94-0407, 270806, lip. 1996. doi: 10.2172/270806.
- [63] P. Domitr, M. Włostowski, R. Laskowski, i R. Jurkowski, „Comparison of inverse uncertainty quantification methods for critical flow test”, *Energy*, t. 263, s. 125640, sty. 2023, doi: 10.1016/j.energy.2022.125640.
- [64] „Thermophysical properties of materials for water cooled reactors, IAEA-TECDOC-949”. czerwiec 1997.
- [65] E. Zugazagoitia *i in.*, „Uncertainty and sensitivity analysis of a PWR LOCA sequence using parametric and non-parametric methods”, *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, t. 193, s. 106607, sty. 2020, doi: 10.1016/j.ress.2019.106607.
- [66] F. Sanchez-Saez, A. I. Sánchez, J. F. Villanueva, S. Carlos, i S. Martorell, „Uncertainty analysis of a large break loss of coolant accident in a pressurized water reactor using non-parametric methods”, *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, t. 174, s. 19–28, cze. 2018, doi: 10.1016/j.ress.2018.02.005.
- [67] Y. Kozmenkov, M. Jobst, S. Kliem, F. Schaefer, i P. Wilhelm, „Statistical analysis of the early phase of SBO accident for PWR”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 314, s. 131–141, kwi. 2017, doi: 10.1016/j.nucengdes.2017.02.001.
- [68] S. Pylev, „Assessment Study of RELAP5/MOD3.2 Based on the Kalinin NPP Unit-1 Stop of Feedwater Supply to the Steam Generator No.4, UREG/IA-0167”.
- [69] F. Sanchez-Saez, A. I. Sánchez, J. F. Villanueva, S. Carlos, i S. Martorell, „Uncertainty analysis of a large break loss of coolant accident in a pressurized water reactor using non-parametric methods”, *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, t. 174, s. 19–28, cze. 2018, doi: 10.1016/j.ress.2018.02.005.
- [70] L. Tiborez i T. Hollands, „Uncertainty and sensitivity analysis of the Phébus FPT3 test”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 380, nr May, s. 111315–111315, 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2021.111315.
- [71] B. Boyack, R. Duffey, i P. Griffith, „Quantifying Reactor Safety Margins, Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break, Loss-of-Coolant Accident, NUREG/CR-5249”.
- [72] H. Esmaili i M. Khatib-Rahbar, „Analysis of In-Vessel Retention and Ex-Vessel Fuel Coolant Interaction for AP1000, NUREG/CR-6849”. sierpień 2004.

- [73] M. Povilaitis, S. Kelm, i E. Urbonavičius, „The Generic Containment SB-LOCA accident simulation: Comparison of the parameter uncertainties and user-effect”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 106, s. 1–10, sie. 2017, doi: 10.1016/j.anucene.2017.03.037.
- [74] S. Galushin i P. Kudinov, „UNCERTAINTY ANALYSIS OF VESSEL FAILURE MODE AND MELT RELEASE IN STATION BLACKOUT SCENARIO IN NORDIC BWR USING MELCOR CODE”, 2019.
- [75] L. I. Albright, N. Andrews, L. L. Humphries, D. L. Luxat, i T. Jevremovic, „Material Interactions in Severe Accidents – Benchmarking the MELCOR V2.2 Eutectics Model for a BWR-3 Mark-I Station Blackout: Part II – Uncertainty Analysis”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 383, s. 111398, lis. 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2021.111398.
- [76] E. K. Boafó i E. Numapau Gyamfi, „Uncertainty Quantification in Support of Severe Accident Analysis Code User Confidence Using MELCOR-DAKOTA”, *J. Nucl. Eng. Radiat. Sci.*, t. 8, nr 3, s. 031703, lip. 2022, doi: 10.1115/1.4053050.
- [77] H. Itoh, X. Zheng, H. Tamaki, i Y. Maruyama, „Influence of In-Vessel Melt Progression on Uncertainty of Source Term During a Severe Accident”, w *Volume 6: Nuclear Education, Public Acceptance and Related Issues; Instrumentation and Controls (I&C); Fusion Engineering; Beyond Design Basis Events*, Prague, Czech Republic: American Society of Mechanical Engineers, lip. 2014, s. V006T15A002. doi: 10.1115/ICONE22-30012.
- [78] W. Wang i W. Ma, „Bootstrapped artificial neural network model for uncertainty analysis in MELCOR simulation of severe accident”, *Prog. Nucl. Energy*, t. 157, s. 104556, mar. 2023, doi: 10.1016/j.pnucene.2022.104556.
- [79] R. O. Gauntt, „Uncertainty Analyses Using the MELCOR Severe Accident Analysis Code”, zaprezentowano na Workshop proceedings evaluation of uncertainties in relation to severe accidents and level-2 probabilistic safety analysis, Aix-en-Provence (France): Organisation for Economic Co-Operation and Development - Nuclear Energy Agency, Committee on the Safety of Nuclear Installations, lis. 2005.
- [80] J. M. S. Jabardo, E. F. da Silva, G. Ribatski, i S. F. de Barros, „Evaluation of the Rohsenow correlation through experimental pool boiling of halocarbon refrigerants on cylindrical surfaces”, *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, t. 26, nr 2, s. 218–230, cze. 2004, doi: 10.1590/S1678-58782004000200015.
- [81] R. Gauntt, „MELCOR 1.8.5 modeling aspects of fission product release, transport and deposition an assessment with recommendations.”, SAND2010-1635, 991532, kwi. 2010. doi: 10.2172/991532.
- [82] G. Niewiński, P. Darnowski, i M. Stępień, „Metodologia oceny obudowy bezpieczeństwa z punktu widzenia zachowania produktów rozszczepienia na podstawie wybranych danych eksperymentalnych”. Instytut Badań Stosowanych Politechniki Warszawskiej, 26 listopad 2018.
- [83] W. Wang i W. Ma, „Application of deterministic sampling methods to uncertainty quantification in MELCOR severe accident simulation”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 403, s. 112121, mar. 2023, doi: 10.1016/j.nucengdes.2022.112121.
- [84] R. J. Lipinski, „A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds, NUREG/CR-2646”. czerwiec 1982.
- [85] W. Wang, Y. Chen, i W. Ma, „Application of uncertainty analysis methods to MELCOR simulation of postulated severe accidents in a Nordic BWR”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 392, s. 111764, cze. 2022, doi: 10.1016/j.nucengdes.2022.111764.
- [86] M. D’Onorio, A. Giampaolo, F. Giannetti, F. Mascari, i G. Caruso, „Severe accident sensitivity and uncertainty estimation using MELCOR and RAVEN”, *J. Phys. Conf. Ser.*, t. 2177, nr 1, s. 012021, kwi. 2022, doi: 10.1088/1742-6596/2177/1/012021.

- [87] U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), K. Wagner, C. Faucett, K. Ross, B. Beeny, i D. Brooks, „MELCOR 2.2 Benchmarks of Peach Bottom NUREG/CR 7155 Uncertainty Analysis”, SAND--2020-6298, 1763575, 686956, cze. 2020. doi: 10.2172/1763575.
- [88] X. Zheng, H. Itoh, H. Tamaki, i Y. Maruyama, „Source term uncertainty analysis: probabilistic approaches and applications to a BWR severe accident”, *Mech. Eng. J.*, t. 2, nr 5, s. 15-00032-15-00032, 2015, doi: 10.1299/mej.15-00032.
- [89] X. Zheng, H. Itoh, H. Tamaki, i Y. Maruyama, „Estimation of Source Term Uncertainty in a Severe Accident With Correlated Variables”, w *Volume 6: Nuclear Education, Public Acceptance and Related Issues; Instrumentation and Controls (I&C); Fusion Engineering; Beyond Design Basis Events*, Prague, Czech Republic: American Society of Mechanical Engineers, lip. 2014, s. V006T15A001. doi: 10.1115/ICONE22-30011.
- [90] C. Y. Maghfiroh, A. Arkundato, Misto, i W. Maulina, „Parameters (σ , ϵ) of Lennard-Jones for Fe, Ni, Pb for Potential and Cr based on Melting Point Values Using the Molecular Dynamics Method of the Lammmps Program”, *J. Phys. Conf. Ser.*, t. 1491, nr 1, s. 012022, mar. 2020, doi: 10.1088/1742-6596/1491/1/012022.
- [91] D. Jacobson i G. Thompson, „Corrigendum to “Revisiting Lennard Jones, Morse, and N-M potentials for metals” [Comput. Mater. Sci. 205 (2022) 111206]”, *Comput. Mater. Sci.*, t. 208, s. 111338, cze. 2022, doi: 10.1016/j.commatsci.2022.111338.
- [92] H.-J. Allelein, A. Auvinen, i J. Ball, „State-of-the-art report on nuclear aerosols, NEA/CSNI/R(2009)5”. 17 grudzień 2009.
- [93] S. Sonnick, M. Meier, G. Ünsal-Peter, L. Erlbeck, H. Nirschl, i M. Rädle, „Thermal accommodation in nanoporous silica for vacuum insulation panels”, *Int. J. Thermofluids*, t. 1–2, s. 100012, luty 2020, doi: 10.1016/j.ijft.2019.100012.
- [94] „Stainless Steel Melting Point Revealed - thyssenkrupp Materials (UK)”, Materials UK. Dostęp: 24 czerwiec 2023. [Online]. Dostępne na: <https://www.thyssenkrupp-materials.co.uk/stainless-steel-melting-points.html>
- [95] P. P. Fedorov i E. G. Yarotskaya, „Zirconium dioxide. Review”, *Kondens. Sredy Mezhfaznye Granitsy Condens. Matter Interphases*, t. 23, nr 2, s. 169–187, cze. 2021, doi: 10.17308/kcmf.2021.23/3427.
- [96] L. Humphries, „MELCOR Eutectics Model”, czerwiec 2018.
- [97] R. Gauntt, N. Bixler, i K. Wagner, „An uncertainty analysis of the hydrogen source term for a station blackout accident in Sequoyah using MELCOR 1.8.5”, SAND2014-2210, 1200657, 505260, mar. 2014. doi: 10.2172/1200657.
- [98] A. Saltelli, P. Annoni, I. Azzini, F. Campolongo, M. Ratto, i S. Tarantola, „Variance based sensitivity analysis of model output. Design and estimator for the total sensitivity index”, *Comput. Phys. Commun.*, t. 181, nr 2, s. 259–270, luty 2010, doi: 10.1016/j.cpc.2009.09.018.
- [99] V. Singh, T. Moger, i D. Jena, „Uncertainty handling techniques in power systems: A critical review”, *Electr. Power Syst. Res.*, t. 203, s. 107633, luty 2022, doi: 10.1016/j.epsr.2021.107633.
- [100] C. Santos, R. Carneiro, C. Borges, D. Gastmans, i L. Borma, „Isotopic Composition of Precipitation in a Southeastern Region of Brazil during the Action of the South Atlantic Convergence Zone”, *Atmosphere*, t. 12, nr 4, s. 418, mar. 2021, doi: 10.3390/atmos12040418.
- [101] K. Chevalier-Jabet, F. Cousin, L. Cantrel, i C. Séropian, „Source term assessment with ASTEC and associated uncertainty analysis using SUNSET tool”, *Nucl. Eng. Des.*, t. 272, s. 207–218, cze. 2014, doi: 10.1016/j.nucengdes.2013.06.042.
- [102] O. Coindreau *i in.*, „Uncertainty quantification for a severe accident sequence in a SFP in the frame of the H-2020 project MUSA: First outcomes”, *Ann. Nucl. Energy*, t. 188, s. 109796, sie. 2023, doi: 10.1016/j.anucene.2023.109796.

- [103] A. Bentaib *i in.*, „Research and development with regard to severe accidents in pressurized water reactors: Summary and outlook, Rapport IRSN-2007/83”. 2007.
- [104] P. Rosin i E. Rammler, „The law governing the fineness of powdered coal”, *J. Inst Fuel*, s. pp 29-36, and discussion, s. 109–122, 1933.
- [105] M. Firnhaber, T. F. Kanzleiter, S. Schwarz, i G. Weber, „International Standard Problem ISP37, VANAM M3 - A Multi Compartment Aerosol Depletion Test with Hygroscopic Aerosol Material, Comparison Report, NEA/CSNI/R(96)26”, grudz. 1996. Dostęp: 12 wrzesień 2023. [Online]. Dostępne na: <https://www.oecd-neo.org/upload/docs/application/pdf/2020-01/csni-r1996-26.pdf>

9. Aneks

9.1. Opis parametrów wejściowych

Poniżej opisano wszystkie parametry wejściowe wykorzystane do przeprowadzenia analizy zgodnie z zaproponowaną metodyką, natomiast w dokumentacji kodu MELCOR znajduje się ich bardziej szczegółowa charakterystyka [41], [42]. Poszczególne parametry przypisano do grup zjawisk zidentyfikowanych na podstawie publikacji [31] i [32]. Każdej grupie zjawisk przypisano poziom zrozumienia zjawiska zdefiniowany w rozdziale 5.3.1, a każdemu parametrowi wejściowemu przypisano oznaczenie oraz grupę parametrów, do której należy, zdefiniowaną w rozdziale 5.3.1.

9.1.1. Moc rozszczepieniowa i ciepło powyłaczeniowe

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano dwa zjawiska podstawowe, tj.:

1. Wypalenie paliwa jądrowego, któremu przypisano parametry:
 - DCH_OPW OPRPOW (parametrowi temu nadano oznaczenie P-1) – moc początkowa rdzenia, która jest parametrem fizycznym, dlatego został on przypisany do grupy parametrów A zdefiniowanych w rozdziale 5.3.1
 - COR_GP DRGAP (P-2) – szerokość szczeliny gazowej pomiędzy pastylkami paliwowymi a koszulką paliwową, który jest parametrem fizycznym, dlatego został przypisany do grupy parametrów A.
2. Okres rozpadu promieniotwórczego, któremu przypisano parametr:
 - DCH_DPW (P-3) – krzywa ciepła powyłaczeniowego, która jest wynikiem obliczeń kodów neutronowych, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów A.

Zjawiskom tym publikacja [31] nie przypisała poziomu konsensusu eksperckiego, ale określiła te zjawiska jako warunki brzegowe, które są dobrze rozpoznane, a ich niepewność niewielka. Dlatego też poziom zrozumienia tych zjawisk, zgodnie z definicją z rozdziału 5.3.1 określono jako wysoki. Niemniej jednak w przypadku parametrów P-2 i P-3, poziom wysoki zrozumienia zjawiska obniżono o jeden. Przyczyną tego jest fakt, że analizy bezpieczeństwa wykonywane w MELCOR obejmują różne stany wypalenia rdzenia reaktora, a co za tym idzie dość szeroki zakres zmian geometrii paliwa i ciepła powyłaczeniowego, co uwzględniono poprzez obniżenie poziomu znajomości tych parametrów. Dopuszczalny zakres zmian parametrów P-1 i P-3 to

wartości dodatnie, natomiast parametr P-2 może się zmieniać w przedziale od wartości 0 do wartości nominalnej, co opisano w rozdziale 5.3.2.

9.1.2. Stan płynów w rdzeniu reaktora

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano dwa zjawiska podstawowe, tj.:

1. Ponowne zalanie rdzenia reaktora, któremu przypisano parametry:

- SC1270(1) (P-4) – minimalny udział objętościowy basenu wodnego w objętości kontrolnej, aby połączyć basen wodny z górną objętością, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1270(2) (P-5) – minimalny udział objętościowy basenu wodnego w objętości kontrolnej, aby połączyć basen wodny z dolną objętością, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.

Zjawisko to obejmuje możliwość całkowitego lub częściowego ponownego zalania rdzenia w wyniku wtrysku chłodziwa do zbiornika reaktora podczas scenariusza awaryjnego. Publikacja [31] przypisała temu zjawisku wysoki poziom znajomości dla wczesnej fazy degradacji rdzenia i niski poziom dla zdegradowanego rdzenia i występującego złoża szczątek rdzenia. Mając na względzie, że parametry te są wykorzystywane we wszystkich fazach awarii, poziom znajomości zjawiska przypisano do poziomu średniego. Mając na względzie ograniczone możliwości kodu MELCOR do modelowania przepływów dwufazowych, obniżono poziom znajomości tych parametrów do niskiego. W związku z tym, że parametry P-4 i P-5 określają frakcje wody w objętości kontrolnej, ich dopuszczalny zakres zmienności to wartości z przedziału od 0 do 1.

2. Blokowanie przepływu, któremu przypisano parametry:

- SC1505 (1) (P-6) – minimalna porowatość cząstek rdzenia używana w obliczeniach oporu przepływu w modelu blokowania przepływu, która jest parametrem w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.
- SC1505(2) (P-7) - minimalna porowatość cząstek rdzenia używana w obliczeniach pola powierzchni wymiany ciepła dla płynu w modelu blokowania przepływu, który jest parametrem w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

- SC4413(1) i SC4413(2) (P-8) – są to współczynniki w członie turbulentnym w uogólnionym równaniu Ergun'a [42] w modelu oporów przepływu dla blokowania przepływu, który jest parametrem w równaniu kryterialnym 9.1, dlatego zostały przypisane do grupy parametrów B. Oba te parametry są analizowane łącznie, stanowiąc jeden parametr wejściowy do analizy. W efekcie korelacja określająca współczynnik lokalnego oporu przepływu analizowana jest jako całość. Warto zauważyć, że parametry SC4413 wpływają wprost proporcjonalnie na wartość lokalnego oporu przepływu [42].

$$K_{\text{eff}} = \left[\text{SC4413}(1) + \text{SC4413}(2) \frac{1 - \varepsilon}{\text{Re}} \right] \frac{(1 - \varepsilon)L}{\varepsilon D} \quad (9.1)$$

Gdzie ε to porowatość szczątek rdzenia, D to średnica szczątek rdzenia i Re to liczba Reynolds'a.

- SC4414 (P-9) – minimalny udział początkowej objętości w każdym segmencie tabeli objętość/wysokość danej objętości kontrolnej w modelu MELCOR, która jest zawsze dostępna dla materiałów hydrodynamicznych. Jest to parametr niefizyczny i specyficzny dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy E.

Zjawisko blokowania przepływu to częściowe lub całkowite utrudnienie przepływu chłodziwa w wyniku mechanicznej blokady. Zjawiskom tym publikacja [31] przypisała wysoki poziom zrozumienia zjawiska dla obszaru rdzenia i niski dla struktur podpierających rdzeń. Mając na względzie, że wszystkie te parametry dotyczą obszaru rdzenia i zjawisko to jest właściwie modelowane w MELCOR, wszystkim tym parametrom przypisano poziom wysoki rozumienia parametru. W związku z tym, że parametry P-6 i P-7 określają porowatość materiału, a parametr P-9 udział objętościowy, ich dopuszczalny zakres zmienności to wartości z przedziału od 0 do 1. Natomiast parametr P-8 może przyjmować dowolne wartości dodatnie.

9.1.3. Początkowe uszkodzenie rdzenia

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano sześć zjawisk podstawowych.

1. Wymiana ciepła w rdzeniu, któremu przypisano parametry:
 - SC1101(1) (P-10) – emisyjność powierzchni paliwa, który jest parametrem fizycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów A.
 - SC1101(2) (P-11) – emisyjność powierzchni koszulki paliwowej, który jest parametrem fizycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów A.

- SC1102(3) (P-12) – współczynnik temperaturowy wykorzystywany w równaniu 9.2 [42] określającym emisyjność stali nierdzewnej i stopu inconel, który jest parametrem w modelu parametrycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$\varepsilon_{\text{steel}} = 0,25617 + \text{SC1102}(3)(T - 616,4833) \quad (9.2)$$

Gdzie T to temperatura materiału.

- SC1212(1) (P-13) – stała w równaniu 9.3 [42] określającym liczbę Nusselta dla w pełni rozwiniętego przepływu laminarnego w rurce okrągłej. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego przypisano go do grupy B.

$$\text{Nu} = \text{SC1212}(1) \left(1 + \frac{0,00826}{\frac{z - z_0}{D_h \text{RePr}} + 0,0011} \right) \quad (9.3)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselta, $(z - z_0)$ to odległość od wlotu przepływu, D_h to średnica hydrauliczna, Re to liczba Reynolds'a i Pr to liczba Prandtl'a.

- SC1212(2) (P-14) – stała w równaniu 9.4 [42] określającym liczbę Nusselta dla w pełni rozwiniętego przepływu laminarnego w pęczku rur. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego przypisano go do grupy B.

$$\text{Nu} = \text{SC1212}(2) \left(1 + \frac{0,00826}{\frac{z - z_0}{D_h \text{RePr}} + 0,0011} \right) \quad (9.4)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselta, $(z - z_0)$ to odległość od wlotu przepływu, D_h to średnica hydrauliczna, Re to liczba Reynolds'a i Pr to liczba Prandtl'a.

- SC1214(1) (P-15) – stała w równaniu 9.5 [42] określającym liczbę Nusselta dla przepływu turbulentnego w rurach. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$\text{Nu} = \text{SC1214}(1) \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,4} \quad (9.5)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselta, Re to liczba Reynolds'a i Pr to liczba Prandtl'a.

- SC1221(1) (P-16) – stała w równaniu 9.6 [42] laminarnej konwekcyjnej wymiany ciepła pomiędzy dwiema równoległymi powierzchniami pionowymi. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$\text{Nu} = \text{SC1221}(1) \text{Ra}^{0,25} \left(\frac{L}{D} \right)^{-\frac{1}{9}} \quad (9.6)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselta, Ra to liczba Rayleigh'a, L to wysokość i D to odległość separacji.

- SC1222(1) (P-17) – stała w równaniu 9.7 [42] turbulentnej konwekcyjnej wymiany ciepła pomiędzy dwiema równoległymi powierzchniami pionowymi. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1221(1)Ra^{\frac{1}{3}}\left(\frac{L}{D}\right)^{-\frac{1}{9}} \quad (9.7)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselta, Ra to liczba Rayleigh'a, L to wysokość i D to odległość separacji.

- SC1321(1) (P-18) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez dwutlenek uranu, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(2) (P-19) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez cyrkon, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(3) (P-20) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez stal, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(4) (P-21) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez materiał pochłaniający neutrony, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(5) (P-22) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez dwutlenek cyrkonu, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(6) (P-23) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez utlenioną stal, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1321(7) (P-24) – efektywność absorpcji ciepła powyłączeniowego przez stop inconel, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- SC1322(1) (P-25) – początkowa frakcja absorpcji ciepła powyłączeniowego przez dwutlenek uranu, który jest parametrem niefizycznym i specyficznym dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.

Frakcja ciepła powyłączeniowego, która wydostaje się z komponentów paliwa jest określana jako 1-SC1322(1). Ta ilość ciepła może zostać zaabsorbowana przez różne komponenty rdzenia, w zależności do ich efektywności absorpcji określonych we współczynnikach wrażliwości SC1322(od 1 do 6).

- SC1030(2) (P-26) – stała czasowa modelu dT/dz służąca do uśredniania przepływów i stosowana do ich wygładzania. Jest to parametr niefizyczny i specyficzny dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
Model dT/dz jest wykorzystywany do liczenia lokalnej temperatury płynu powyżej górnej granicy cieczy w rdzeniu reaktora w celu szczegółowego modelowania wymiany ciepła pomiędzy płynem i komórkami rdzenia reaktora w modelu kodu MELCOR.
- SC1030(4) (P-27) – czas charakterystyczny modelu dT/dz wykorzystywany do łączenia zmian temperatur wzdłuż objętości kontrolnej w celu uśredniania temperatury płynu w objętości kontrolnej. Parametr ten stanowi założenie istnienia czasu charakterystycznego recyrkulacji płynu w każdej objętości kontrolnej, niezależnie od przepływów przez tą objętość. Jest to parametr niefizyczny i specyficzny dla MELCOR, dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
- COR_RF FCELR (P-28) – współczynnik wymiany ciepła przez promieniowanie w kierunku promieniowym pomiędzy komórkami obliczeniowymi rdzenia. Uznano, że jest to parametr wykorzystywany w równaniu parametrycznym, dlatego przypisano go do grupy C.
- COR_RF FCELA (P-29) – współczynnik wymiany ciepła przez promieniowanie w kierunku osiowym pomiędzy komórkami obliczeniowymi rdzenia. Uznano, że jest to parametr wykorzystywany w równaniu parametrycznym, dlatego przypisano go do grupy C.
- COR_RF FLPUP (P-30) – współczynnik wymiany ciepła przez promieniowanie z basenu wodnego do komponentów rdzenia. Uznano, że jest to parametr wykorzystywany w równaniu parametrycznym, dlatego przypisano go do grupy C.
- COR_MS IGapResistance (P-31) - wybór jednego z dwóch modeli pozwalających na obliczenie oporu cieplnego koszulki i warstwy tlenkowej. Pierwszy model zakłada pomijalny opór cieplny w koszulce paliwowej i warstwie tlenkowej, a drugi uwzględnia opór cieplny koszulki paliwowej i warstwy tlenkowej w obliczeniach [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.

Zjawisko wymiany ciepła w rdzeniu obejmuje ogólną wymianę ciepła w zbiorniku reaktora i parametry, które nie mogą być przypisane do zjawisk podstawowych podanych poniżej. Zjawisko to obejmuje trzy podstawowe pod-zjawiska: odparowanie wody, osuszanie rdzenia i jego zwilżanie, jednak w kodzie MELCOR dwa ostatnie pod-zjawiska są trudne do odseparowania od pozostałych i zostały uwzględnione w zjawisku nadrzędnym jakim jest wymiana ciepła.

Zjawisku temu publikacja [31] nie przypisała poziomu zrozumienia zjawiska, ponieważ te zostały podane dla zjawisk podrzędnych wobec niego. Dla odparowania i dla suchego uszkodzonego rdzenia określono wysoki poziom zrozumienia zjawisk, dlatego taki poziom przyjęto dla całego zjawiska wymiany ciepła w zbiorniku reaktora. Uznano, że parametry P-10 i P-11 stosują duże uśrednienie poprzez przyjęcie stałej wartości emisyjności niezależnie od temperatury i położenia rdzenia, co spowodowało obniżenie poziomu ich znajomości do średniego. W przypadku parametrów P-28 i P-29, zgodnie z dokumentacją kodu [42], nastąpiła duża zmiana wartości domyślnych kodu MELCOR 2.0 dla tych parametrów w stosunku do wersji 1.86. Obecnie wartość domyślna to 0,1 podczas gdy dla MELCOR 1.86 było to 0,25. Mając na względzie tę zmianę, zdecydowano w tej pracy obniżyć poziom zrozumienia parametrów P-28 i P-29 do średniego. Parametry P-10, P-11, od P-18 do P-25 oraz od P-28 do P-30 mogą przyjmować wartości z zakresu od 0 do 1. Parametr P-31 może przyjmować wartości dyskretne ze zbioru $\{0,1\}$, natomiast pozostałe parametry przypisane temu zjawisku mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

2. Odparowanie wody, któremu przypisano parametry:

- SC1241(1) (P-32) – współczynnik dla uproszczonego modelu krzywej wrzenia pęcherzykowego, który jest równaniem parametrycznym 9.8 [42]. Dlatego też parametr przypisano do grupy C.

$$h = SC1241(1)P^{0,25}\Delta T^{1,523} \quad (9.8)$$

Dla ΔT mniejszej od 23,4 K. Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, P to ciśnienie, ΔT to różnica temperatur.

- SC1242(1) (P-33) – współczynnik dla uproszczonego modelu krzywej przejściowego wrzenia błonowego, który jest równaniem parametrycznym 9.9 [42]. Dlatego też parametr przypisano do grupy C.

$$h = SC1242(1)P^{0,25}\Delta T^{-2,575} \quad (9.9)$$

Dla ΔT większej lub równej 23,4 K. Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, P to ciśnienie, ΔT to różnica temperatur.

- SC4404(1) (P-34) – współczynnik wykorzystywany w równaniu odcinkowego oporu turbulentnego dwufazowego przepływu, które jest równaniem kryterialnym 9.10 [42]. Dlatego też parametr przypisano do grupy B.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = SC4404(1) - SC4404(2)\log_{10}\left(SC4404(3)\frac{e}{D} + \frac{SC4404(4)}{Re\sqrt{f}}\right) \quad (9.10)$$

Gdzie f to współczynnik tarcia, e to chropowatość powierzchni, D to średnica hydrauliczna i Re to liczba Reynolds'a. Równanie jest rozwiązywane dla f z wykorzystaniem metody Newtona.

- SC4404(13) (P-35) – współczynnik wykorzystywany w równaniu odcinkowego oporu laminarnego dwufazowego przepływu, które jest równaniem kryterialnym 9.11 [42]. Dlatego też parametr przypisano do grupy B.

$$f = \frac{SC4404(13)}{Re} \quad (9.11)$$

Gdzie f to współczynnik tarcia i Re – liczba Reynolds'a.

- SC4407(2) (P-36) – współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.12 [42] współczynnika przejmowania ciepła dla konwekcji wymuszonej. Jest to równanie kryterialne, dlatego parametr przypisano do grupy B.

$$h = SC4407(1)\rho_{\phi}c_{p,\phi}v_{V,\phi} \quad (9.12)$$

Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, ρ to gęstość, c_p to ciepło właściwe, v_V to prędkość objętościowa, ϕ odnosi się do analizowanej fazy czyli wody lub atmosfery.

- SC4407(3) (P-37) – współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.13 [42] współczynnika przejmowania ciepła dla konwekcji swobodnej dla atmosfery dla przepływu turbulentnego. Jest to równanie kryterialne, dlatego parametr przypisano do grupy B.

$$h = SC4407(3)(Gr Pr)^{\frac{1}{3}}\frac{k}{X} \quad (9.13)$$

Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, Gr to liczba Grashof'a, Pr to liczba Prandtl'a właściwe, k to przewodność cieplna, X to długość charakterystyczna.

- SC4407(5) (P-38) – współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.14 [42] współczynnika przejmowania ciepła dla konwekcji swobodnej dla atmosfery dla przepływu laminarnego. Jest to równanie kryterialne, dlatego parametr przypisano do grupy B.

$$h = SC4407(5)(Gr Pr)^{\frac{1}{4}} \frac{k}{X} \quad (9.14)$$

Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, Gr to liczba Grashof'a, Pr to liczba Prandtl'a właściwe, k to przewodność cieplna, X to długość charakterystyczna.

- SC4407(7) (P-39) – współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.15 [42] współczynnika wymiany ciepła dla konwekcji swobodnej dla wody dla przepływu turbulentnego . Jest to równanie kryterialne, dlatego parametr przypisano do grupy B.

$$h = SC4407(7)(Gr Pr)^{\frac{1}{4}} \frac{k}{X} \quad (9.15)$$

Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, Gr to liczba Grashof'a, Pr to liczba Prandtl'a właściwe, k to przewodność cieplna, X to długość charakterystyczna.

- SC4407(9) (P-40) – współczynnik wykorzystywany w równaniu 9.16 [42] współczynnika wymiany ciepła dla konwekcji swobodnej dla wody dla przepływu laminarnego. Jest to równanie kryterialne, dlatego parametr przypisano do grupy B.

$$h = SC4407(9)(Gr Pr)^{\frac{1}{4}} \frac{k}{X} \quad (9.16)$$

Gdzie h to współczynnik przejmowania ciepła, Gr to liczba Grashof'a, Pr to liczba Prandtl'a właściwe, k to przewodność cieplna, X to długość charakterystyczna.

Współczynnik wymiany ciepła dla każdej z faz jest określany jako maksymalna wartość spośród współczynników wymiany ciepła dla konwekcji wymuszonej i dla konwekcji swobodnej oraz ilorazu przewodności cieplnej i długości charakterystycznej. Dlatego też parametry wybrane dla równań wymiany ciepła w warunkach konwekcji wymuszonej oraz swobodnej w warunkach przepływu laminarnego i turbulentnego, zarówno dla wody i atmosfery, są od siebie niezależne.

- SC4407(11) (P-41) – maksymalny dopuszczalny udział pary wodnej w wodzie objętości kontrolnej. Jest to kryterium określające dopuszczalny stan termodynamiczny, dlatego parametr przypisano do grupy D.

Odparowanie wody to proces wymiany ciepła, który obejmuje parowanie chłodziwa wraz z postępującym odsłonięciem rdzenia. Gdy część rdzenia jest odsłonięta, reżim wymiany ciepła

lokalnie zmienia się z wrzenia pęcherzykowego na konwekcję w atmosferze pary wodnej. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki dla nienaruszonego lub uszkodzonego rdzenia. Natomiast ze względu na dość ograniczone możliwości MELCOR do modelowania przepływów dwufazowych, obniżono poziom rozumienia tego zjawiska do średniego. Parametr P-41 dotyczący frakcji materiału jest ograniczony do wartości od 0 do 1, natomiast pozostałe parametry mogą przyjmować dowolną wartość dodatnią.

3. Upłynnianie materiałów nie będących paliwem jądrowym, któremu przypisano parametry:

- SC1011(2) (P-42) – temperatura, w której tempo reakcji eutektycznej pomiędzy cyrkonem i stalą jest wystarczająco wysokie, aby było uwzględnione w modelowaniu w kodzie MELCOR. Jest to kryterium rozpoczęcia reakcji, dlatego przypisano ten parametr do grupy C.
- SC1010(1,2) (P-43) - współczynnik używany w korelacji 9.17 [42] tempa rozpuszczania dwutlenku cyrkonu z wykorzystaniem kinetyki parabolicznej. Jest to parametr wykorzystywany w modelu parametrycznym wykorzystującym kinetykę paraboliczną, dlatego został przypisany do grupy C.

$$XF_2^2 = XI_2^2 + \left(SC1010(1,2)e^{\frac{-8,01 \cdot 10^4}{T}} \right) \Delta t \quad (9.17)$$

Gdzie XF to końcowy udział masy dwutlenku cyrkonu w mieszaninie, XI to początkowy udział masy dwutlenku cyrkonu w mieszaninie, T to temperatura materiału, Δt to krok czasowy, 2 odnosi się do dwutlenku cyrkonu.

Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki, który utrzymano dla tych parametrów. Dopuszczalny zakres zmian tych parametrów to wartości dodatnie.

4. Upłynnianie paliwa, któremu przypisano parametr:

- SC1010(1,3) (P-44) – współczynnik używany w korelacji 9.18 [42] tempa rozpuszczania dwutlenku uranu. Jest to parametr wykorzystywany w modelu parametrycznym wykorzystującym kinetykę paraboliczną, dlatego został przypisany do grupy C.

$$XF_3^2 = XI_3^2 + \left(SC1010(1,3)e^{\frac{-8,14 \cdot 10^4}{T}} \right) \Delta t \quad (9.18)$$

Gdzie XF to końcowy udział masy dwutlenku uranu w mieszaninie, XI to początkowy udział masy dwutlenku uranu w mieszaninie, T to temperatura materiału, Δt to krok czasowy, 3 odnosi się do dwutlenku uranu.

Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki, który utrzymano także dla parametru P-44, którego dopuszczalny zakres zmian to wartości dodatnie.

5. Uszkodzenia struktur dotyczące siatek dystansowych, któremu przypisano parametry:
 - COR_NS METAL TNSMAX (P-45) – temperatura, powyżej której struktury niepodpierające zapadną się niezależnie od pozostałej grubości metalu. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.
 - COR_NS METAL DRNSMN (P-46) – krytyczna minimalna grubość nieutlenionego metalu struktury niepodtrzymującej, poniżej której struktura zapadnie się. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.
 - COR_ZP FMRTFL (P-47) – temperatura, przy której płyty wzmacniające kosza rdzenia reaktora wodnego ciśnieniowego (ang. PWR core formers) zostaną uszkodzone. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.

Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom średni, który utrzymano także dla parametrów je charakteryzujących. Dopuszczalny zakres zmian wszystkich parametrów przypisanych temu zjawisku to wartości dodatnie.

6. Uszkodzenie struktur dotyczące dolnego wsparcia rdzenia, któremu przypisano parametry:
 - SC1605(1) (P-48) - stała w korelacji 9.19 [42] określającej moduł sprężystości stali, z której zbudowane są elementy podpierające. Jest parametrem w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

$$E(T) = SC1605(1) \left(\left(1 + \left(\frac{T}{1650} \right)^3 \right)^{-1} - \left(1 + \left(\frac{1700}{1650} \right)^3 \right)^{-1} \right) \quad (9.19)$$

Gdzie E to moduł sprężystości stali, T to temperatura stali.

- SC1606(1) (P-49) - stała w korelacji 9.20 [42] określającej naprężenia w stalowych elementach podpierających. Jest parametrem w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

$$\sigma(T) = SC1606(1) \left(\left(1 + \left(\frac{T}{800} \right)^3 \right)^{-1} - \left(1 + \left(\frac{1700}{800} \right)^3 \right)^{-1} \right) \quad (9.20)$$

Gdzie σ to naprężenia, T to temperatura stali.

Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom niski, który utrzymano także dla parametrów je charakteryzujących. Dopuszczalny zakres zmian wszystkich parametrów przypisanych temu zjawisku to wartości dodatnie.

9.1.4. Utlenianie materiałów i generacja wodoru

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano pięć zjawisk podstawowych.

1. Zjawiska związane z utlenianiem cyrkonu, któremu przypisano parametry:

- SC1001(1,1) (P-50) – współczynnik (mnożnik) dolnego zakresu temperatury korelacji 9.21 [42] utleniania cyrkonu przez parę wodną, który jest parametrem w równaniu parametrycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$K(T) = SC1001(1,1) e^{\frac{-16820}{T}} \quad (9.21)$$

Dla temperatury mniejszej lub równej 1853 K, gdzie K to stała szybkości utleniania cyrkonu, T to temperatura cyrkonu.

- SC1001(3,1) (P-51) – współczynnik (mnożnik) górnego zakresu temperatury korelacji 9.22 [42] utleniania cyrkonu przez parę wodną, który jest parametrem w równaniu parametrycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$K(T) = SC1001(3,1) e^{\frac{-16610}{T}} \quad (9.22)$$

Dla temperatury większej lub równej 1873 K, gdzie K to stała szybkości utleniania cyrkonu, T to temperatura cyrkonu.

Utlenianie cyrkonu przez parę wodną jest silnie egzotermiczne i prowadzi do podnoszenia temperatury rdzenia i jego degradacji, a warunkiem koniecznym trwania zjawiska jest ciągle dostarczanie pary wodnej do rdzenia. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki, który utrzymano także dla parametrów je charakteryzujących. Dopuszczalny zakres zmian wszystkich parametrów przypisanych temu zjawisku to wartości dodatnie.

2. Zjawiska związane z utlenianiem stali nierdzewnej, któremu przypisano parametr:
- o SC1002(1,1) (P-52) – współczynnik (mnożnik) korelacji 9.23 [42] utleniania stali nierdzewnej przez parę wodną, który jest parametrem w równaniu parametrycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$K(T) = SC1002(1,1)e^{\frac{-42400}{T}} \quad (9.23)$$

Gdzie K to stała szybkości utleniania stali nierdzewnej, T to temperatura stali nierdzewnej.

Utlenianie stali jest mniej egzotermiczne, dostępne pole powierzchni znacznie mniejsze niż koszulek paliwowych, dlatego zjawisko to jest mniej znaczące niż utlenianie cyrkonu. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki zrozumienia zjawiska, który utrzymano także dla parametru tego zjawiska, którego dopuszczalny zakres zmian to wartości dodatnie.

3. Zjawiska związane z obecnością gazów innych niż para wodna podczas utleniania, któremu przypisano parametr:
- o COR_OX AIR (P-53) - wybór jednego z sześciu modeli utleniania cyrkonu w powietrzu. Są to modele Hofmann-Birchley, Hayes-Roberson/Leistikov-Berg, Powers, MELCOR, Mozart i model domyślny oparty na kinetyce parabolicznej [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.
 - o COR_OX OXYGEN (P-54) - wybór jednego z dwóch modeli utleniania cyrkonu w tlenie. Są to modele Uetsuka-Hofman i model domyślny oparty na kinetyce parabolicznej [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.

Utlenianie przez powietrze jest bardziej egzotermiczne niż przez parę wodną, ale bez generacji wodoru. Reakcja cyrkonu z azotem może wystąpić zwłaszcza w przypadku wyczerpania zawartości tlenu w powietrzu i skutkować głębokim utlenieniem koszulek cyrkonowych. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom średni zrozumienia zjawiska, który utrzymano także dla wszystkich parametrów tego zjawiska. Parametry P-53 i P-54 mogą przyjmować wartości dyskretne z predefiniowanego zbioru.

4. Wstępne utlenianie, któremu przypisano parametry:
- SC1003(1) (P-55) – dyfuzyjność gazowa pary wodnej przez wodór do warstwy cyrkonu. Jest to parametr fizyczny, który przypisano do grupy A.
 - SC1003(2) (P-56) – dyfuzyjność gazowa pary wodnej przez wodór do warstwy stali. Jest to parametr fizyczny, który przypisano do grupy A.

Zjawisko wstępnego utleniania może opóźnić interakcję z innymi materiałami oraz tempo utleniania. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom wysoki zrozumienia zjawiska, który utrzymano także dla wszystkich parametrów tego zjawiska. Parametry tego zjawiska mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

5. Utrata warstwy tlenkowej pręta paliwowego, któremu przypisano parametr:
- SC1016(1,2) (P-57) – współczynnik (mnożnik) utleniania cyrkonu w tlenie dla modelu pęknięcia warstwy ochronnej „breakaway”. Jest to parametr w równaniu parametrycznym 9.24 [42], dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

$$K(T) = SC1016(1,2)e^{\frac{-19680}{T}} \quad (9.24)$$

Gdzie K to stała szybkości utleniania cyrkonu, T to temperatura cyrkonu.

- SC1018(1) (P-58) – maksymalny czas życia w modelu pęknięcia warstwy ochronnej „breakaway”. Zgodnie z [42] dla eksperymentu Spent Fuel Pool Experiment wartość 1,2 współczynnika dawało lepszą zgodność z wynikami. Jest to parametr w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

Zjawisko występuje, gdy rozgrzana powłoka tlenkowa koszulki paliwowej w kontakcie z wodą pęka w wyniku szoku termicznego, odsłaniając metaliczny cyrkon koszulki paliwowej. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom niski zrozumienia zjawiska, który utrzymano także dla wszystkich parametrów tego zjawiska. Parametry tego zjawiska mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

6. Relokowanie materiału stałych szczątków rdzenia, któremu przypisano parametry:
- o SC1151(1,7) (P-59) – stosunek powierzchni do objętości dla szczątków rdzenia nie znajdujących się w wolnej objętości kontrolnej, gdy nie może być w niej fizycznie zmieszczona, m.in. ze względu na założoną porowatość. Wykorzystywany jest w modelu utleniania komponentów rdzenia. Jest to parametr w modelu parametrycznym, dlatego parametr został przypisany do grupy parametrów C.

Zjawisko występuje, gdy w obecności pary wodnej bogate w metale cząstki rdzenia o dostatecznie wysokiej temperaturze kontynuują utlenianie się. Zjawisku temu w publikacji [31] przypisano poziom średni, który utrzymano także dla parametru opisującego to zjawisko. Parametry tego zjawiska mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

9.1.5. Uwalnianie produktów rozszczepienia z paliwa jądrowego

W ramach tej grupy zjawisk w publikacji [31] nie definiowano dodatkowych zjawisk podstawowych. Rozróżniono jedynie produkty rozszczepienia pod kątem ich lotności i każdemu przypisano poziom rozumienia zjawiska. Lotnym substancjom promieniotwórczym przypisano poziom wysoki, a do grupy tej zaliczono w publikacji [31] cez i jod. Mniej lotnym substancjom promieniotwórczym, do których zaliczono bar i stront przypisano średni poziom. Natomiast niski poziom zrozumienia zjawiska przypisano uwolnieniom substancji promieniotwórczych ze stopionych basenów paliwa jądrowego i zastygłego korium. Nie są to wszystkie pierwiastki promieniotwórcze występujące w rdzeniu reaktora, dlatego konieczne było przeniesienie podziału zaproponowanego w publikacji [31] na grupy pierwiastków modelowane w kodzie MELCOR. W tym celu zastosowano podział produktów rozszczepienia ze względu na ich lotność przedstawiony w raporcie [103]:

- a. lotne produkty rozszczepienia, do których należą Kr, Xe, I, Cs, Br, Rb, Te i Sb.
- b. pół-lotne produkty rozszczepienia, do których należą Mo, Ba, Y i Rh. Mając na względzie, że w publikacji [31] bar przypisano do mniej lotnych produktów rozszczepienia, należy przyjąć, że są to wszystkie produkty rozszczepienia niezaliczone do najbardziej lotnej grupy.
- c. mało lotne produkty rozszczepienia, do których należą Sr, Nb, La, Ce, Eu i Np.
- d. nielotne produkty rozszczepienia, do których należą Zr i Nd.

MELCOR modeluje produkty rozszczepienia jako klasy pierwiastków o podobnych właściwościach. Poniżej w tabeli 9.1 zaprezentowano zastosowany w kodzie MELCOR podział pierwiastków na klasy.

Tabela 9.1. Struktura klas pierwiastków promieniotwórczych modelowanych w kodzie MELCOR [41].

Numer klasy	Nazwa klasy pierwiastków	Reprezentant klasy	Pierwiastki należące do klasy
1	Gazy szlachetne (ang. Noble Gases)	Xe	He, Ne, Ar, Kr, Xe, Rn, H, N
2	Metale alkaliczne (ang. Alkali Metals)	Cs	Li, Na, K, Rb, Cs, Fr, Cu
3	Metale ziem alkalicznych (ang. Alkaline Earths)	Ba	Be, Mg, Ca, Sr, Ba, Es, Fm
4	Halogeny (ang. Halogens)	I ₂	F, Cl, Br, I, At
5	Chalkogeny (ang. Chalcogens)	Te	O, S, Se, Te, Po
6	Platynowce (ang. Platinoids)	Ru	Ru, Rh, Pd, Re, Os, Ir, Pt, Au, Ni
7	Wczesne metale przejściowe (ang. Early Transition Elements)	Mo	V, Cr, Fe, Co, Mn, Nb, Mo, Tc, Ta, W
8	Czterowartościowe (ang. Tetravalents)	Ce	Ti, Zr, Hf, Ce, Th, Pa, Np, Pu, C
9	Trójwartościowe (ang. Trivalentes)	La	Al, Sc, Y, La, Ac, Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Tm, Yb, Lu, Am, Cm, Bk, Cf
10	Uran (ang. Uranium)	UO ₂	U
11	Główne bardziej lotne (ang. More Volatile Main Group)	Cd	Cd, Hg, Zn, As, Sb, Pb, Tl, Bi

12	Główne mniej lotne (ang. Less Volatile Main Group)	Ag	Ga, Ge, In, Sn, Ag
16	Jodek cezu (ang. Cesium Iodine)	CsI	Klasy 2 i 4
17	Molibdenian cezu (ang. Cesium Molybdate)	Cs ₂ MoO ₄	Klasy 2 i 7

Zjawisku uwalnianiu radionuklidów z paliwa przypisano następujące parametry dotyczące lotnych produktów rozszczepienia:

- RN1_GAP00 (P-60) – temperatura uszkodzenia koszulki paliwowej. Jest to kryterium, dlatego parametr przypisano do grupy D. Dotyczy on uwolnienia lotnych produktów rozszczepienia spod koszulki paliwowej, dlatego przypisano mu poziom wysoki rozumienia zjawiska.
- W przypadku korzystania z modelu CORSOR-Booth uwolnień radionuklidów, tempo uwolnień radionuklidów innych niż klasa CS jest określone za pomocą równania 9.25 [42], czyli poprzez mnożenie tempa uwolnień klasy cezu i odpowiedniego współczynnika skalowania.

$$\text{Tempo uwolnień(klasa)} = \text{Tempo uwolnień(CS)} \cdot \text{SC7103(klasa)} \quad (9.25)$$

gdzie CS to klasa CS, *klasa* to dowolna klasa radionuklidów.

W tabeli 9.2 poniżej przedstawiono wybrane do analizy parametry dotyczące skalowania uwolnień lotnych klas radionuklidów z wykorzystaniem modelu CORSOR-Booth, natomiast w tabeli 9.3 parametry dedykowane mniej lotnym klasom radionuklidów.

Tabela 9.2. Parametry uwzględnione w analizie dotyczące skalowania uwolnień lotnych klas radionuklidów z wykorzystaniem modelu CORSOR-Booth.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR
P-61	SC7103 XE
P-62	SC7103 I2
P-63	SC7103 TE
P-64	SC7103 CSM
P-65	SC7103 CSI

Tabela 9.3. Parametry uwzględnione w analizie dotyczące skalowania uwolnień mniej lotnych klas radionuklidów z wykorzystaniem modelu CORSOR-Booth.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR
P-66	SC7103 BA
P-67	SC7103 MO
P-68	SC7103 RU
P-69	SC7103 CE
P-70	SC7103 LA
P-71	SC7103 UO2
P-72	SC7103 CD
P-73	SC7103 AG

- SC7106(2,1) (P-74) – współczynnik (mnożnik) uwalniania cezu z paliwa dla paliwa jądrowego z wysokim wypaleniem.
- Współczynnik skalowania uwolnień klas radionuklidów SC7103 w pewnych warunkach utlenienia koszulki paliwowej jest modyfikowany z wykorzystaniem współczynników wrażliwości SC7107, czyli współczynników skalowania uwolnień dla każdej klasy radionuklidów osobno. Gdy udział masy utlenionej przekroczy wartość SC7107(1) i temperatura przekroczy wartość SC7107(2), to współczynnik skalowania jest określany za pomocą równania 9.26:

$$SF = SC7107(3)e^{SC7107(4)} \cdot \min\{T, SC7107(5)\} \quad (9.26)$$

Gdzie SF to współczynnik skalowania, T to temperatura paliwa jądrowego.

Gdy udział masy utlenionej jest poniżej SC7107(6) to współczynnik skalowania przyjmuje wartość SC7107(7).

Do analizy zostały wybrane parametry SC7107 TE, BA, LA (7), ponieważ wartość domyślna współczynników SC7107 TE, BA, LA (1) wynosi 1,1, podczas gdy udział masy utlenionej nie może przekroczyć wartości 1,0, a wartość domyślna współczynników SC7107 TE, BA, LA (6) poniżej 1,0, czyli w praktyce w obliczeniach jest stosowane są współczynniki SC7107 TE, BA, LA (7). W analizie zastosowano także parametry SC7107 RU, CD, AG (3), ponieważ wartość domyślna współczynników SC7107 RU, CD, AG (6) wynosi -1,0, podczas gdy udział masy utlenionej nie może być mniejszy od wartości 0, a wartość domyślna współczynników SC7107 RU, CD, AG (1) poniżej 1,0, czyli w praktyce w obliczeniach jest stosowane równanie 9.26. W przypadku pozostałych klas radionuklidów (tj. XE, CS, I2, MO, CE, UO2) współczynniki skalowania są w praktyce nie wykorzystywane z powodu przyjęcia domyślnych wartości parametrów SC7107 XE, CS, I2, MO, CE, UO2 (1) wynoszących 1,1 i SC7107 XE, CS, I2, MO, CE, UO2 (6) wynoszących -1,0. W tabeli 9.4 poniżej przedstawiono wszystkie wybrane do analizy parametry dotyczące skalowania uwolnień klas radionuklidów uzależnione od stopnia utlenienia koszulki paliwowej.

Tabela 9.4. Parametry uwzględnione w analizie dotyczące skalowania uwolnień klas radionuklidów uzależnione od stopnia utlenienia koszulki paliwowej.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR	Typ radionuklidu zgodny z publikacją [31]
P-75	SC7107 TE (7)	Lotny
P-76	SC7107 BA (7)	Mniej lotny
P-77	SC7107 RU (3)	Mniej lotny
P-78	SC7107 LA (7)	Mniej lotny
P-79	SC7107 CD (3)	Mniej lotny
P-80	SC7107 AG (3)	Mniej lotny

Wszystkie parametry przypisane do zjawiska uwalniania produktów rozszczepienia z paliwa to współczynniki stosowane w równaniach parametrycznych, dlatego też zostały przypisane do grupy parametrów C. Zjawisku uwalniania lotnych produktów rozszczepienia z paliwa publikacja [31] przypisała wysoki poziom zrozumienia zjawiska. Zjawisku uwalnianiu mniej lotnych substancji promieniotwórczych przypisano poziom średni. W celu oceny zdolności

kodu MELCOR do modelowania tego zjawiska przeprowadzono analizę publikacji opisującej walidację modelu CORSOR-BOOTH [81] dla eksperymentów Phebus FPT-1, VERCORS i VI, dokumentacji walidacyjnej kodu [40] i analiz użytkowników kodu dostępnych w raporcie [82]. Na podstawie tych eksperymentów oceniono, że kod MELCOR w zadowalający sposób modeluje zjawiska uwalniania lotnych i mniej lotnych produktów rozszczepienia z paliwa i nie zmieniano pierwotnej oceny rozumienia tych zjawisk, co potwierdzają także prace badawcze [9].

9.1.6. Degradacja rdzenia i postęp topnienia materiałów rdzenia

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano siedem zjawisk podstawowych.

1. Świecowanie (ociekanie stopionych materiałów po przecię paliwowym, ang. candling) należące do bardziej ogólnego zjawiska ograniczonej relokacji materiału, któremu przypisano parametry:
 - SC1141(2) (P-81) – maksymalne tempo wypływu stopionego materiału po pęknięciu warstwy tlenkowej koszulki paliwowej. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
 - SC1131(1) (P-82) – minimalna grubość dwutlenku cyrkonu wymagana do utrzymania stopionego cyrkonu w koszulce paliwowej. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.
 - SC1131(2) (P-83) – maksymalna temperatura dwutlenku cyrkonu umożliwiająca utrzymanie stopionego cyrkonu w koszulce paliwowej. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.

Parametry P-82 i P-83 są od siebie niezależne, ponieważ określają kryterium rozpoczęcia świecowania koszulki paliwowej pod kątem dwóch różnych parametrów fizycznych, tj. grubość i temperatury dwutlenku cyrkonu.

 - SC1131(3) (P-84) – minimalna grubość utlenionej stali wymagana do utrzymania stopionej stali w konstrukcji. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.
 - SC1131(4) (P-85) – maksymalna temperatura utlenionej stali umożliwiająca utrzymanie stopionej stali w konstrukcji. Jest to kryterium uszkodzenia, które należy do grupy parametrów D.

Parametry P-84 i P-85 są od siebie niezależne, ponieważ określają kryterium rozpoczęcia świecowania konstrukcji stalowej pod kątem różnych parametrów fizycznych.

- COR_CMT FUOZR (P-86) – parametr transportu dwutlenku uranu w stopionym cyrkonie [41]. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CMT FSXSS (P-87) – parametr transportu utlenionej stali w stopionej stali [41]. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.

Świecowanie to napędzany grawitacyjnie przepływ roztopionego materiału wzdłuż powierzchni struktury w postaci kropelek lub strumieni. Proces świecenia zostaje przerwany przez zakrzepnięcie lub napotkanie przeszkody mechanicznej. Zjawisku publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska i taki też ostatecznie przypisano parametrom je opisującym. Parametry P-86 i P-87 mają charakter udziałów, dlatego ich możliwość zmiany jest ograniczona do zakresu od 0 do 1. Pozostałe parametry tego zjawiska mają dowolne wartości dodatnie.

2. Rozpływanie stopionych materiałów rdzenia reaktora, należące do bardziej ogólnego zjawiska ograniczonej relokacji materiału, któremu przypisano parametry:
 - SC1020(2) (P-88) – stała czasowa relokacji stopionego materiału, wykorzystywana w modelu przemieszczania stopionego materiału i szczątek rdzenia podczas degradacji rdzenia. Jest to parametr нефизyczny służący do modelowania dynamiki zjawiska i dlatego został przypisany do grupy parametrów E.
 - SC1020(1) (P-89) – stała czasowa relokacji stałego materiału, wykorzystywana w modelu przemieszczania stopionego materiału i szczątek rdzenia podczas degradacji rdzenia. Jest to parametr нефизyczny służący do modelowania dynamiki zjawiska i dlatego został przypisany do grupy parametrów E.

Zjawisko rozpływania występuje, gdy utrudniony jest przepływ płynnego materiału w dół i wtedy dochodzi do promieniowego ruchu stopionych materiałów napędzanego różnicą ciśnień. Zjawisku publikacja [31] przypisała niski poziom zrozumienia zjawiska i taki też

ostatecznie przypisano parametrom je opisującym. Parametry P-88 i P-89 mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

3. Tworzenie zablokowania przepływu, któremu przypisano parametry:

- COR_CHT HFRZZR (P-90) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania cyrkonu. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZZX (P-91) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania dwutlenku cyrkonu. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZUO (P-92) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania dwutlenku uranu. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZSS (P-93) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania stali. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZSX (P-94) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania utlenionej stali. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZCP (P-95) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania materiału pochłaniającego neutrony. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
- COR_CHT HFRZIN (P-96) – współczynnik przejmowania ciepła ponownego zestalania stopu inconel. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.

Zjawisku blokowania przepływu publikacja [31] przypisała trzy zjawiska podstawowe, tj. mechaniczne ograniczniki przepływu, gradient temperatury oraz tworzenie się metalicznej skorupy. Pierwsze i ostatnie z tych zjawisk mają przypisany poziom średni zrozumienia zjawiska, a drugie zjawisko wysoki poziom, stąd zdecydowano całemu zjawisku zablokowania przepływu przypisać średni poziom zrozumienia zjawiska. Dla parametrów P-90, P-91 i P-92 SNL zmienił wartości domyślne z 1000 W/m²K dla MELCOR 1.86 do 7500 W/m²K dla MELCOR 2.0, co wskazuje na dużą niepewności przyjmowanych wartości tych parametrów i na tej podstawie obniżono poziom znajomości parametrów do niskiego.

4. Tworzenie się złoża szczątek w wyniku zapadnięcia pręta paliwowego, któremu przypisano parametry:
 - SC1132(1) (P-97) – temperatura, do której utlenione pręty paliwowe zachowują stateczność w przypadku braku nieutlenionego cyrkonu w koszulkach paliwowych. Jest to kryterium uszkodzenia prętów paliwowych, dlatego przypisano go do grupy parametrów D.
 - SC1132(2) (P-98) – temperatura, przy której pręty paliwowe utracą stateczność niezależnie od składu koszulki paliwowej. Jest to kryterium uszkodzenia prętów paliwowych, dlatego przypisano je do grupy parametrów D.
 - COR_ROD RCLADTHICKNESS (P-99) - minimalna grubość nieutlenionej koszulki paliwowej, poniżej której model zapadnięcia się pręta zastępuje domyślne kryterium zniszczenia oparte na temperaturze. Jest to kryterium uszkodzenia prętów paliwowych, dlatego przypisano go do grupy parametrów D.

Zjawisku tworzenia się złoża szczątek w wyniku zapadnięcia pręta paliwowego publikacja [31] przypisała niski poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów charakteryzujących to zjawisko. Parametry te mogą przyjmować dowolną wartość dodatnią.

5. Wymiana ciepła w złożu szczątek rdzenia, któremu przypisano parametry:
 - SC1152(1) (P-100) – maksymalny stosunek powierzchni do objętości dla płynu, definiujący górną granicę pola powierzchni wymiany ciepła dla powierzchni pakietu COR. Jest to parametr нефизyczny do ograniczania wymiany ciepła, dlatego przypisano go do grupy parametrów E.

- SC1231(2) (P-101) –współczynnik (mnożnik) korelacji 9.27 [42] określającej liczbę Nusselta dla konwekcji wymuszonej wokół sferycznej cząstki. Jest to parametr w równaniu kryterialnym i dlatego został przypisany do grupy parametrów B.

$$Nu = 2 + SC1231(2)Re^{0,5}Pr^{\frac{1}{3}} \quad (9.27)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Re to liczba Reynolds'a i Pr to liczba Prandtl'a.

- SC1232(2) (P-102) –współczynnik (mnożnik) korelacji 9.28 [42] określającej liczbę Nusselta dla konwekcji swobodnej wokół sferycznej cząstki. Jest to parametr w równaniu kryterialnym i dlatego został przypisany do grupy parametrów B.

$$Nu = 2 + SC1232(2)Gr^{0,25}Pr^{\frac{1}{3}} \quad (9.28)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Gr to liczba Grashof'a i Pr to liczba Prandtl'a.

- SC1103(2) (P-103) –wartość referencyjna współczynnika emisyjności cieplnej szczątek rdzenia. Jest to parametr materiałowy i dlatego został przypisany do grupy parametrów A.
- (P-104) - Współczynnik emisyjności cieplnej utlenionego cyrkonu jest opisany za pomocą korelacji uzależnionej od grubości warstwy tlenkowej, poprzez liniową interpolację na bazie wartości współczynników emisyjności (podanych poniżej), określonych dla trzech grubości warstwy tlenkowej. Aby wpłynąć na ten współczynnik zdecydowano, aby dokonać jednoczesnej zmiany trzech wartości współczynnika emisyjności cieplnej określonych dla różnych grubości warstwy tlenkowej (określone poniżej jako SC1104(1), (3) i (5)). Dlatego cała korelacja jest w tej analizie uznana za pojedynczy parametr, który wymaga jednoczesnej modyfikacji następujących trzech parametrów za pomocą tego samego mnożnika:
 - SC1104(1) –współczynnik emisyjności cieplnej nieutlenionego cyrkonu.
 - SC1104(3) –współczynnik emisyjności cieplnej dwutlenku cyrkonu o grubości warstwy 3,88 μm .
 - SC1104(5) –współczynnik emisyjności cieplnej dwutlenku cyrkonu o grubości warstwy 1 mm.

Współczynnik emisyjności jest w tym przypadku parametrem materiałowym i dlatego wszystkie współczynniki używane w korelacji służącej do jego określenia zostały przypisane do grupy parametrów A.

Zjawisku wymiany ciepła w złożu szczątek rdzenia publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów charakteryzujących

to zjawisko. Parametry P-100, P-101 i P-102 mogą przyjmować dowolną wartość dodatnią, a współczynniki parametru P-104 wartości z przedziału 0-1.

6. Zjawiska cieplno-przepływowe w złożu szczątek rdzenia, któremu przypisano parametry:

- COR_EDR DHYPD/DHYSS/DHYNs/DHYPB (P-105) – średnica hydrauliczna szczątek rdzenia w obszarze:
 - rdzenia i
 - dolnej komory mieszania.

MELCOR wymaga, aby określić parametry termo-hydrauliczne komponentów znajdujących się w zbiorniku reaktora we wszystkich komórkach obliczeniowych. Szczątki rdzenia ponad płytą wsporczą rdzenia mają mniejszy wymiar niż w dolnej komorze rdzenia, po wcześniejszym przejściu przez dolną płytę wsporczą rdzenia i postępującą ich degradację, dlatego też te dwa obszary są powszechnie rozróżniane z punktu widzenia średnicy hydraulicznej [50], [76], [79], [85]. Jest to parametr fizyczny, dlatego przypisano go do grupy parametrów A.

- COR_ZP PORDP (P-106) – porowatość szczątek rdzenia. Jest to parametr fizyczny, dlatego przypisano go do grupy parametrów A.
- SC1244(1) (P-107) – współczynnik (mnożnik) zero-wymiarowej korelacji Lipinski’ego 9.29 [41] określającej krytyczny strumień ciepła (ang. dryout heat flux) [84]. Jest to parametr w równaniu parametrycznym i dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$q_d = SC1244(1)h_{lv} \left[\frac{\rho_v(\rho_v - \rho_l)gd\varepsilon^3 \left(1 + \frac{\lambda_c}{L}\right)}{(1 - \varepsilon) \left(1 + \left(\frac{\rho_v}{\rho_l}\right)^{\frac{1}{4}}\right)^4} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9.29)$$

Gdzie q_d to krytyczny strumień ciepła, h_{lv} to ciepło przemiany fazowej, ρ_l to gęstość wody w stanie ciekłym, ρ_v to gęstość wody w stanie gazowym, g to przyspieszenie ziemskie, d to średnica szczątek rdzenia, ε to porowatość złoża szczątek rdzenia, L to całkowita głębokość złoża szczątek rdzenia, λ_c to wysokość kapilarna cieczy (ang. liquid capillary head) w złożu szczątek rdzenia.

- COR_LP VFALL (P-108) – prędkość opadających szczątek rdzenia do dolnej komory mieszania. Zgodnie z [87] parametr ten jest skorelowany ze współczynnikiem przejmowania ciepła określonym w MELCOR jako parametr COR_LP HDBH2O (współczynnik przejmowania ciepła z opadających do wody szczątek rdzenia), a zatem mając na względzie ograniczenia metod wykorzystujących twierdzenie Wilksa dotyczące niezależności parametrów, konieczne było wybranie tylko jednego z tych dwóch parametrów. Parametr VFALL zgodnie z publikacją [87] jest bardziej istotny niż HDBH2O i opierając się na tej publikacji zdecydowano o wyborze parametru VFALL do analizy niepewności. Ponadto publikacja ta oszacowała medianę wartości współczynnika przejmowania ciepła na 1320 W/m²K i taką stałą wartość przyjęto w analizach dla parametru HDBH2O. Jest ona nieco mniejsza od wartości 2000 W/m²K zaproponowanej przez SNL w publikacji [14]. Warto zauważyć, że w publikacji [79] przyjęto dla parametru HDBH2O zakres zmienności od 124 do 400 W/m²K opierając się na wynikach eksperymentu FARO.

Zauważalny jest zatem duży zakres zmienności współczynnika przejmowania ciepła. Dlatego też parametrowi temu obniżono poziom zrozumienia zjawiska w stosunku do poziomu przypisanemu zjawisku. W związku z tym, że parametr ten ma przypisany bardzo niski (VL) poziom zrozumienia parametru, który zdefiniowany w rozdziale 5.3.1, jest on analizowany indywidualnie w rozdziale 5.3.2.20.1.

Parametr P-108 musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.

Zjawiskom cieplno-przepływowym termo-hydrauliki w złożu szczątek publikacja [31] przypisała niski poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów z wyjątkiem P-108, któremu obniżono poziom zrozumienia parametru do VL (Very Low). Parametr P-106 określający porowatość ma dopuszczalny zakres zmienności opisany w rozdziale 5.3.2.2 i wynikający z danych eksperymentalnych. Zakres zmian parametru P-108 w związku z przypisaniem mu poziomu VL jest analizowany indywidualnie w rozdziale 5.3.2.20.1, natomiast pozostałe parametry tego zjawiska mogą przyjmować dowolną wartość dodatnią.

7. Tworzenie się stopionych materiałów w złożu szczątek rdzenia, któremu przypisano parametr:
- SC1250(1) (P-109) – temperatura, powyżej której intensyfikuje się wymiana ciepła szczątek rdzenia poprzez zwiększenie przewodności cieplnej w modelu przewodzenia ciepła w komponentach rdzenia. Parametr ten ma za zadanie uchwycić w sposób jakościowy konwekcję w basenach stopionego paliwa. Jest to parametr w modelu parametrycznym, dlatego przypisano go do grupy parametrów C.

Zjawisku tworzenia się stopionych materiałów w złożu szczątek publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametru P-109. Parametr ten może przyjmować dowolne wartości określone w rozdziale 5.3.2.19.

9.1.7. Szczątki rdzenia w dolnej komorze mieszania

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano pięć zjawisk podstawowych.

1. Wymiana ciepła dotycząca szczątek rdzenia, któremu przypisano parametr:
- COR_LHF HDBPN (P-110) – współczynnik przejmowania ciepła pomiędzy szczątkami rdzenia i dennicą zbiornika reaktora. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.

Zjawisku wymiany ciepła dla szczątek rdzenia publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametru P-110. Parametr ten może przyjmować dowolne wartości dodatnie.

2. Zjawiska cieplno-przepływowe basenu stopionego rdzenia, któremu przypisano parametr:
- COR_LHF HMPOLH (P-111) – współczynnik przejmowania ciepła pomiędzy basenem tlenkowym stopionego rdzenia i dennicą zbiornika reaktora. Parametr ten musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.
 - COR_LHF HMPMLH (P-112) – współczynnik przejmowania ciepła pomiędzy basenem metalicznym stopionego rdzenia i dennicą zbiornika reaktora. Parametr ten

musi zostać określony przez użytkownika samodzielnie, bez możliwości wsparcia się korelacją lub modelem i dlatego został przypisany do grupy parametrów D.

Zjawisku termo-hydrauliki basenu stopionego rdzenia publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów do niego przypisanych. Parametry przypisane do tego zjawiska mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

3. Stratyfikacja basenu stopionego rdzenia, któremu przypisano parametr:

- SC1280(2,1) (P-113) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.30 [41] opisującej konwekcję do powierzchni rozdziału faz w tlenkowym basenie stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(2,1)Ra^{0,234} \quad (9.30)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a.

- SC1280(4,1) (P-114) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.31 [41] opisującej konwekcję do powierzchni poniżej metalicznego basenu stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(4,1)Ra^{0,333}Pr^{0,074} \quad (9.31)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a i Pr to liczba Prandtl'a.

Zjawisku stratyfikacji basenu stopionego rdzenia publikacja [31] przypisała niski poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametrów charakteryzujących to zjawisko w MELCOR. Parametry te mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

4. Wymiana ciepła wewnątrz zbiornika reaktora dotycząca warunków górnej skorupy, któremu przypisano parametr:

- SC1280(3,1) (P-115) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.32 [41] opisującej konwekcję do atmosfery w tlenkowym basenie stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(3,1)Ra^{0,234} \quad (9.32)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a.

- SC1280(6,1) (P-116) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.33 [41] opisującej konwekcję do powierzchni powyżej metalicznego basenu stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(6,1)Ra^{0,22} \quad (9.33)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a.

Zjawisku wymiany ciepła wewnątrz zbiornika reaktora dotyczącej warunków górnej skorupy publikacja [31] przypisała średni poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametrów charakteryzujących to zjawisko w MELCOR. Parametry te mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

5. Wymiana ciepła wewnątrz zbiornika reaktora dotycząca warunków dolnej skorupy, któremu przypisano parametr:

- SC1280(1,1) (P-117) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.34 [41] opisującej konwekcję do powierzchni promieniowej w tlenkowym basenie stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(1,1)Ra^{0,22} \quad (9.34)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a.

- SC1280(5,1) (P-118) – współczynnik (mnożnik) w korelacji 9.35 [41] opisującej konwekcję do powierzchni promieniowej metalicznego basenu stopionego rdzenia. Jest to parametr w równaniu kryterialnym, dlatego został przypisany do grupy B.

$$Nu = SC1280(5,1)Ra^{0,22} \quad (9.35)$$

Gdzie Nu to liczba Nusselt'a, Ra to liczba Rayleigh'a.

Zjawisku wymiany ciepła wewnątrz zbiornika reaktora dotyczącej warunków dolnej skorupy publikacja [31] przypisała wysoki poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametrów charakteryzujących to zjawisko w MELCOR. Parametry te mogą przyjmować dowolne wartości dodatnie.

9.1.8. Zjawiska ciepłno-przepływowe w obudowie bezpieczeństwa

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano dwa zjawiska podstawowe podlegające analizie niepewności w MELCOR.

1. Odparowanie rzutowe (nagłe odparowanie i zwiększenie objętości cieczy wyrzucanej pod wysokim ciśnieniem ze zbiornika) (ang. Flashing/ flashing discharge), któremu przypisano parametr:

- SC4500(3) (P-119) – średnia średnica Sauter’a kropel [41] wody wykorzystywana w modelu rozdziału ciekłej fazy wody pomiędzy basen wody i mgłę z wykorzystaniem rozkładu Rosin-Rammler [104]. Jest to parametr w modelu parametrycznym opisanym równaniem 9.36 [41], dlatego został przypisany do grupy parametrów C.

$$\frac{M(d > d_p)}{M_{\text{Total}}} = \exp \left\{ - \left[\Gamma \left(\frac{SC4500(5) - 1}{SC4500(5)} \right) \right]^{-SC4500(5)} \left(\frac{d_p}{SC4500(3)} \right) \right\} \quad (9.36)$$

Gdzie $M(d > d_p)$ to masa wszystkich cząstek o średnicy większej niż średnica d_p , a Γ to funkcja gamma.

Na podstawie publikacji [32] dla odparowania rzutowego przypisano wysoki poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla parametru P-119. Uzasadnieniem takiego poziomu jest fakt, że zgodnie z publikacją [32] dla tego zjawiska przeprowadzono 6 eksperymentów, które obejmowały także wielkoskalowe instalacje eksperymentalne jak Marviken i Panda. Parametr ten może przyjmować dowolne wartości dodatnie.

2. Przepływ krytyczny, któremu przypisano parametr:

- FL_USL CDCHKF (P-120) – współczynnik dla wypływu krytycznego. Jest to parametr w równaniu parametrycznym, dlatego został przypisany do grupy C.
- CVH_ATMCS (P-121) – wybór jednego z dwóch modeli wypływu krytycznego. Pierwszy model zakłada, że masa mgły jest pomijalna. Drugi model to przybliżenie zamrożonych modeli homogenicznych (ang. Homogeneous Frozen Models – HFM) uwzględniające wpływ mgły na wypływ krytyczny [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.

Na podstawie publikacji [32] dla przepływu krytycznego przypisano wysoki poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkim parametrów, które zostały

przypisane temu zjawisku. Uzasadnieniem takiego poziomu jest fakt, że zgodnie z publikacją [32] dla tego zjawiska przeprowadzono 2 eksperymenty wielkoskalowe w tym na instalacji eksperymentalnej Marviken. Wiedza w zakresie tego zjawiska jest ugruntowana, a dostępne kody obliczeniowe zdolne są do dobrego odwzorowania wyników eksperymentów, co zaprezentowano, m.in. w publikacji [35].

9.1.9. Zjawiska zachowania aerozoli i produktów rozszczepienia

W ramach tej grupy zjawisk zdefiniowano trzy zjawiska podstawowe podlegające analizie niepewności w MELCOR dla analizowanego scenariusza.

1. Kondensacja pary wodnej na aerozoluach , któremu przypisano parametry:
 - RN1_ACD ICOND (P-122) - wybór jednego z dwóch modeli kondensacji pary wodnej na aerozoluach. Pierwszy model zakłada możliwość kondensacji pary wodnej na wszystkich aerozoluach, natomiast drugi model uwzględnia kondensację pary wodnej jedynie na aerozoluach zawierających wodę. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.
 - RN1_HM IHYGRO (P-123) - wybór aktywowania lub deaktywowania modelu higroskopii aerozoli. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.

Na podstawie publikacji [32] dla kondensacji pary wodnej na aerozoluach przypisano wysoki poziom zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów. Uzasadnieniem takie poziomu jest fakt, że zgodnie z publikacją [32] dla tego zjawiska przeprowadzono 17 eksperymentów, które obejmowały także wielkoskalowe instalacje eksperymentalne jak CSTF-ABCOVE.

2. Depozycja dyfuzyjna (ruchy Brown'a cząstek powodujące ich depozycje na powierzchniach) (ang. Diffusional Deposition), któremu przypisano parametry:
 - średnice charakterystyczne i energie charakterystyczne potencjału Lennard-Jones dla poszczególnych klas radionuklidów [32], [41]. Są to parametry fizyczne oddziaływania pomiędzy atomami różnych substancji, ale określane za pomocą

obliczeń numerycznych na bazie ich właściwości fizycznych [90], dlatego przypisano je do grupy parametrów B. W tabeli 9.5 poniżej przedstawiono wszystkie wybrane do analizy średnice charakterystyczne potencjału Lennard-Jones poszczególnych klas radionuklidów, a w tabeli 9.6 parametry opisujące energię charakterystyczną potencjału Lennard-Jones.

Tabela 9.5. Parametry uwzględnione w analizie dotyczące średnicy charakterystycznej potencjału Lennard-Jones.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR
P-124	SC7111 XE (1)
P-125	SC7111 I2 (1)
P-126	SC7111 CS (1)
P-127	SC7111 BA (1)
P-128	SC7111 TE (1)
P-129	SC7111 RU (1)
P-130	SC7111 MO (1)
P-131	SC7111 CE (1)
P-132	SC7111 LA (1)
P-133	SC7111 UO2 (1)
P-134	SC7111 CD (1)
P-135	SC7111 AG (1)
P-136	SC7111 CSI (1)
P-137	SC7111 CSM (1)

Tabela 9.6. Parametry uwzględnione w analizie dotyczące energii charakterystycznej potencjału Lennard-Jones.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR
P-138	SC7111 XE (2)
P-139	SC7111 I2 (2)
P-140	SC7111 CS (2)
P-141	SC7111 BA (2)
P-142	SC7111 TE (2)
P-143	SC7111 RU (2)
P-144	SC7111 MO (2)
P-145	SC7111 CE (2)
P-146	SC7111 LA (2)
P-147	SC7111 UO2 (2)
P-148	SC7111 CD (2)
P-149	SC7111 AG (2)
P-150	SC7111 CSI (2)
P-151	SC7111 CSM (2)

Na podstawie publikacji [32] dla depozycji dyfuzyjnej przypisano średni zrozumienia zjawiska, który został utrzymany dla wszystkich parametrów. Uzasadnieniem takiej poziomu jest fakt, że zgodnie z publikacją [32] dla tego zjawiska przeprowadzono 3 eksperymenty małej skali, natomiast wiedza na temat zjawiska dyfuzyjnej depozycji jest ugruntowana, a dostępne kody obliczeniowe właściwie modelują to zjawisko co potwierdza program ISP-37 przeprowadzony dla eksperymentu VANAM M3 [105]. Zgodnie z dokumentacją kodu MELCOR [42] średnica charakterystyczna i energia charakterystyczna potencjału Lennard Jones dla klas XE i I2 zostały określone odpowiednio dla ksenonu i jodu, natomiast w przypadku pozostałych klas parametry te odpowiadają wartościom dla powietrza z powodu braku dostępnych informacji. Dlatego też dla wszystkich klas radionuklidów oprócz XE i I2 (czyli oprócz P-124, P-125, P-138 i P-139) obniżono poziom znajomości parametru do niskiego oraz dodatkowo przeprowadzono analizę dopuszczalnego zakresu zmiany tych parametrów w rozdziale 5.3.2.3.

3. Transport radionuklidów, któremu przypisano parametry:

- RN1_ASP DMIN (P-152) – minimalna wartość średnicy aerozoli. Jest to parametr fizyczny, ale opisujący graniczną wartość modelu, który wykorzystuje równania mechanistyczne (oparte na równaniach różniczkowo-całkowych), dlatego przypisano go do grupy parametrów B.
- RN1_ASP DMAX (P-153) – maksymalna wartość średnicy aerozoli. Jest to parametr fizyczny, ale opisujący graniczną wartość modelu, który wykorzystuje równania mechanistyczne, dlatego przypisano go do grupy parametrów B.
- RN1_ASP RHONOM (P-154) – nominalna gęstość aerozoli. Jest to parametr fizyczny określający gęstość wszystkich komponentów aerozoli czyli wszystkich klas radionuklidów w ramach analizy transportu aerozoli. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Niemniej jednak obciążony jest dużym błędem uśrednienia wszystkich aerozoli oraz niepewnością wynikającą z danych eksperymentalnych, dlatego zdecydowano o indywidualnym podejściu do określenia dopuszczalnego zakresu zmian tego parametru opisanego w rozdziale 5.3.2.4.
- RN1_MS00 CHI (P-155) – współczynnik dynamicznego kształtu aerozoli [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Dopuszczalny zakres zmian parametru przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.5.
- RN1_MS00 GAMMA (P-156) – współczynnik aglomeracyjnego kształtu aerozoli [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Dopuszczalny zakres zmian parametru przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.6.
- RN1_MS00 FSLIP (P-157) – współczynnik poślizgu cząstki [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Dopuszczalny zakres zmian parametru przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.7.
- RN1_MS00 STICK (P-158) – współczynnik przyklejenia cząstki [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Dopuszczalny zakres zmian parametru przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.8.

- RN1_MS01 TURBDS (P-159) – tempo dyssypacji turbulentnej [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B.
- RN1_MS01 TKGOP (P-160) – stosunek przewodności cieplnej gazu do przewodności cieplnej cząstek aerozoli. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B.
- RN1_MS01 FTHERM (P-161) – współczynnik akomodacji termicznej [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B. Dopuszczalny zakres zmian parametru przeanalizowano w rozdziale 5.3.2.9.
- RN1_MS01 DELDIF (P-162) – grubość dyfuzyjnej warstwy przyściennej [41]. Jest to parametr wykorzystywany w równaniach mechanistycznych, dlatego przypisano go do grupy parametrów B.

- Masy atomowe związków poszczególnych klas radionuklidów, które podano w tabeli 9.7. Są to parametry fizyczne, dlatego przypisano je do grupy parametrów A. Ze względu na uproszczenie zastosowane w MELCOR polegające na określeniu jednej formy chemicznej reprezentującej wszystkie związki chemiczne należące do danej klasy radionuklidów, zdecydowano obniżyć poziom zrozumienia tego parametru.

Tabela 9.7. Parametry uwzględnione w analizie określające masy atomowe związków poszczególnych klas radionuklidów.

Oznaczenie parametru	Parametr w kodzie MELCOR
P-163	SC7120 CS (2)
P-164	SC7120 BA (2)
P-165	SC7120 I2 (2)
P-166	SC7120 TE (2)
P-167	SC7120 RU (2)
P-168	SC7120 CE (2)
P-169	SC7120 LA (2)

Nie wszystkie klasy radionuklidów podlegają analizie pod kątem masy atomowej związków chemicznych jakie tworzą. Z tej analizy wykluczono klasy MO, CD i AG, które dotyczą pierwiastków nie tworzących związków chemicznych oraz klasy UO₂, CSI i CSM, które obejmują jeden konkretny typ związku chemicznego. Warto zauważyć, że dla molibdenu w MELCOR są wyznaczone dwie klasy radionuklidów MO – dedykowana czystemu pierwiastkowi i CSM – przewidziana dla związku CsMoO₄. Dopuszczalny zakres zmian parametrów związanych z masą atomową związków chemicznych poszczególnych klas radionuklidów został określony indywidualnie dla każdej klasy w rozdziale 5.3.2.10.

- RN1_TURB IMODEL (P-170) – wybór jednego z dwóch modeli liczenia zjawisk depozycji. Pierwszy model zakłada liczenie prędkości depozycji grawitacyjnej, termoforetycznej i dyfuzjoforetycznej na początku obliczeń. Drugi model to liczenie prędkości depozycji w wyniku tych mechanizmów w każdym kroku czasowym [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.
- RN1_TURB TRANSMODEL (P-171) – wybór jednego z czterech modeli liczenia depozycji turbulentnej w zakrzywionych i przejściowych odcinkach rurociągów. Pierwszy model zakłada brak modelowania depozycji turbulentnej, drugi to model VICTORIA, trzeci to model INL, a czwarty to model McFarland'a [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.
- RN1_TURB TURBOMEL (P-172) – wybór jednego z czterech modeli liczenia depozycji turbulentnej w prostych odcinkach rurociągów. Pierwszy model zakłada brak modelowania depozycji turbulentnej, drugi to model VICTORIA, trzeci to model Wood'a dla chropowatych rurociągów, a czwarty to model Wood'a dla gładkich rurociągów [42]. Parametr jest związany z wyborem jednego z modeli obliczeniowych predefiniowanych w kodzie MELCOR, dlatego przypisano go do grupy F.

Zjawisko transportu radionuklidów w przedstawionej analizie dotyczy parametrów, które powiązane są z różnymi mechanizmami transportu radionuklidów, czyli aglomeracją, depozycją, zjawiskami foretycznymi i innymi. MELCOR wykorzystuje parametry związane z aerozolami do modelowania wielu mechanizmów ich transportu, co opisano m.in. w rozdziale 2.4.2 dokumentacji kodu MELCOR [41]. Na podstawie publikacji [32] dla zjawiska transportu radionuklidów przypisano średni poziom zrozumienia zjawiska, który został obniżony dla

parametrów określających masę atomową związku chemicznego danej klasy radionuklidów (tj. parametry od P-163 do P-169) oraz dla parametru P-154. Dopuszczalny zakres ich zmienności został przeanalizowany odpowiednio w rozdziałach 5.3.2.10 i 5.3.2.4. Uzasadnieniem poziomu średniego dla zjawiska transportu radionuklidów jest zgodnie z publikacją [32] przypisanie mu 4 eksperymentów. Samo zjawisko jest zrozumiałe, ale brakuje mu odpowiedniej bazy danych eksperymentalnych, co zgodnie z [31] klasyfikuje zjawisko na poziomie średnim.

9.2. Tabela parametrów wejściowych obliczeń najlepszego szacowania wraz z oceną niepewności dla eksperymentu Phebus FPT-1

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Wypalenie paliwa jądrowego	wysoki	P-1	A	0	H	wartość zdefiniowana przez scenariusz (mnożnik 1 wartości domyślnej)	0,98	1,02
		P-2	A	-1	M	9,00E-05	8,28E-05	9,72E-05
Okres rozpadu promieniotwórczego	wysoki	P-3	A	-1	M	wartość zdefiniowana przez scenariusz (mnożnik 1 wartości domyślnej)	0,92	1,08

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Ponowne zalanie rdzenia	wysoki	P-4	E	-1	L	0,6	0,2	0,99
		P-5	E	-1	L	1,00E-01	3,33E-02	3,00E-01
Blokowanie przepływu	wysoki	P-6	C	0	H	1,00E-05	7,50E-06	1,25E-05
		P-7	C	0	H	0,05	0,0375	0,0625
		P-8	B	0	H	3,5	3,22	3,78
			B	0	H	300	276	324
		P-9	E	0	H	0,01	0,0075	0,0125
Wymiana ciepła w rdzeniu	wysoki	P-10	A	-1	M	0,8	0,736	0,864
		P-11	A	-1	M	0,325	0,299	0,351
		P-12	C	0	H	3,47E-04	2,61E-04	4,34E-04
		P-13	B	0	H	4,36	4,0112	4,7088
		P-14	B	0	H	4,36	4,0112	4,7088
		P-15	B	0	H	2,30E-02	2,12E-02	2,48E-02
		P-16	B	0	H	0,18	0,1656	0,1944
		P-17	B	0	H	6,50E-02	5,98E-02	7,02E-02
		P-18	E	0	H	0,5	0,375	0,625
		P-19	E	0	H	0,541	0,40575	0,67625

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-20	E	0	H	0,565	0,42375	0,70625
		P-21	E	0	H	0,234	0,1755	0,2925
		P-22	E	0	H	0,541	0,40575	0,67625
		P-23	E	0	H	0,565	0,42375	0,70625
		P-24	E	0	H	0,541	0,40575	0,67625
		P-25	E	0	H	0,5	0,375	0,625
		P-26	E	0	H	0,1	0,075	0,125
		P-27	E	0	H	10	7,5	12,5
		P-28	C	-1	M	0,75	0,375	1
		P-29	C	-1	M	0,25	0,125	0,375
		P-30	C	0	H	0,25	0,1875	0,3125
		P-31	F	0	H	0	20% reszta modeli	80% główny model
Odparowanie wody	wysoki	P-32	C	-1	M	34,5	17,25	51,75
		P-33	C	-1	M	1,41E+07	7,05E+06	2,12E+07
		P-34	B	-1	M	3,48	2,61	4,35
		P-35	B	-1	M	16	12	20

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-36	B	-1	M	0,02	0,015	0,025
		P-37	B	-1	M	0,14	0,105	0,175
		P-38	B	-1	M	0,54	0,405	0,675
		P-39	B	-1	M	0,27	0,2025	0,3375
		P-40	B	-1	M	0,27	0,2025	0,3375
		P-41	B	-1	M	0,4	0,3	0,5
Upłynnianie nie-paliwa	wysoki	P-42	C	0	H	1400	1232	1568
		P-43	B	0	H	1,47E+14	1,3524E+14	1,5876E+14
Upłynnianie paliwa	wysoki	P-44	C	0	H	1,02E+15	7,65E+14	1,275E+15
Uszkodzenie struktur dotyczące siatek dystansowych	średni	P-45	D	0	M	1700	1496	1904
		P-46	D	0	M	1,00E-04	5,00E-05	1,50E-04
		P-47	D	0	M	1073,15	944,372	1201,928
Uszkodzenie struktur dotyczące dolnego wsparcia rdzenia	niski	P-48	C	0	L	3,70E+11	1,23333E+11	1,11E+12
		P-49	C	0	L	2,60E+08	8,67E+07	7,80E+08
	wysoki	P-50	C	0	H	29,6	22,2	37

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Zjawiska związane z utlenianiem cyrkonu		P-51	C	0	H	87,9	65,925	109,875
Zjawiska związane z utlenianiem stali nierdzewnej	wysoki	P-52	C	0	H	2,42E+09	1,815E+09	3,025E+09
Zjawiska związane z obecnością gazów innych niż para wodna	średni	P-53	F	0	M	0	50% reszta modeli	50% główny model
		P-54	F	0	M	0	50% reszta modeli	50% główny model
Wstępne utlenianie	wysoki	P-55	A	0	H	5,48E-03	5,37E-03	5,59E-03
		P-56	A	0	H	5,04E-03	4,94E-03	5,14E-03
Utrata warstwy ochronnej	niski	P-57	C	0	L	2970	990	8910
		P-58	C	0	L	1,2	0,4	3,6
Relokowanie materiału stałych szczątek rdzenia	średni	P-59	C	0	M	100	50	150

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Uwalnianie produktów rozszczepienia z paliwa	wysoki dla lotnych radionuklidów, średni dla mniej lotnych, niski dla stopionych basenów i zastygłego korium	P-60	D	0	H	1173	1032,24	1313,76
		P-61	C	0	H	1	0,75	1
		P-62	C	0	H	0,64	0,48	0,8
		P-63	C	0	H	0,64	0,48	0,8
		P-64	C	0	H	1	0,75	1
		P-65	C	0	H	0,64	0,48	0,8
		P-66	C	0	M	4,00E-04	2,00E-04	6,00E-04
		P-67	C	0	M	6,25E-02	3,13E-02	9,38E-02
		P-68	C	0	M	2,50E-03	1,25E-03	3,75E-03
		P-69	C	0	M	4,00E-08	2,00E-08	6,00E-08
		P-70	C	0	M	4,00E-08	2,00E-08	6,00E-08
		P-71	C	0	M	3,20E-04	1,60E-04	4,80E-04
		P-72	C	0	M	0,25	0,125	0,375
		P-73	C	0	M	0,16	0,08	0,24
		P-74	C	0	H	1,00E-06	7,50E-07	1,25E-06
		P-75	C	0	H	0,64	0,48	0,8
P-76	C	0	M	2,00E-03	1,00E-03	3,00E-03		

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-77	C	0	M	2,50E-03	1,25E-03	3,75E-03
		P-78	C	0	M	4,00E-08	2,00E-08	6,00E-08
		P-79	C	0	M	0,25	0,125	0,375
		P-80	C	0	M	0,25	0,125	0,375
Świecowanie	średni	P-81	D	0	M	1	0,5	1,5
		P-82	D	0	M	1,00E-05	5,00E-06	1,50E-05
		P-83	D	0	M	2400	2112	2688
		P-84	D	0	M	1,00E-03	5,00E-04	1,50E-03
		P-85	D	0	M	1700	1648	1870
		P-86	D	0	M	0,2	0,1	0,3
		P-87	D	0	M	1	0,5	1
Rozpływanie	niski	P-88	E	0	L	60	20	180
		P-89	E	0	L	360	120	1080
Tworzenie zablokowania	średni	P-90	D	-1	L	7500	2500	22500
		P-91	D	-1	L	7500	2500	22500
		P-92	D	-1	L	7500	2500	22500
		P-93	D	0	M	2500	1250	3750

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-94	D	0	M	2500	1250	3750
		P-95	D	0	M	2500	1250	3750
		P-96	D	0	M	2500	1250	3750
Tworzenie się złoża szczątek w wyniku zapadnięcia pręta paliwowego	niski	P-97	D	0	L	2500	2200	2800
		P-98	D	0	L	3100	2800	3120
		P-99	D	0	L	1,00E-03	3,33E-04	3,00E-03
Wymiana ciepła w złożu szczątek rdzenia	średni	P-100	E	0	M	1000	500	1500
		P-101	C	0	M	0,6	0,3	0,9
		P-102	C	0	M	0,6	0,3	0,9
		P-103	A	0	M	0,9999	0,919908	1
		P-104	A	0	M	0,325	0,299	0,351
			A	0	M	0,808448	0,74377216	0,87312384
			A	0	M	0,758642	0,69795064	0,81933336
Zjawiska ciepłno-przepływowe w	niski	P-105	A	0	L	2,50E-03	1,8750E-03	3,1250E-03
			A	0	L	1,00E-02	7,50E-03	1,25E-02
		P-106	A	0	L	0,4	0,3	0,5

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
złożu szczątek rdzenia		P-107	C	0	L	0,756	0,252	2,268
		P-108	D	-1	VL	1	0,02	1,58
Tworzenie się stopionych materiałów w złożu szczątek rdzenia	średni	P-109	C	0	M	2800	2500	3120
Wymiana ciepła dotycząca szczątek rdzenia	średni	P-110	D	0	M	1000	500	1500
Zjawiska cieplno-przepływowe basenu stopionego rdzenia	średni	P-111	D	0	M	1000	500	1500
		P-112	D	0	M	1000	500	1500
Stratyfikacja basenu stopionego rdzenia	niski	P-113	B	0	L	0,381	0,1905	0,5715
		P-114	B	0	L	0,069	0,0345	0,1035
Wymiana ciepła wewnątrz zbiornika	średni	P-115	B	0	M	0,381	0,28575	0,47625
		P-116	B	0	M	0,3	0,225	0,375

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
reaktora dotyczące warunków górnej skorupy								
Wymiana ciepła wewnątrz zbiornika reaktora dotyczące warunków dolnej skorupy	wysoki	P-117	B	0	H	0,3	0,276	0,324
		P-118	B	0	H	0,3	0,276	0,324
Odparowanie rzutowe	wysoki	P-119	C	0	H	6,50E-05	4,88E-05	8,13E-05
Przepływ krytyczny	wysoki	P-120	B	0	H	1	0,92	1,08
		P-121	F	0	H	0	20% reszta modeli	80% główny model
Kondensacja pary wodnej na aerozoluach	wysoki	P-122	F	0	H	0	20% reszta modeli	80% główny model
		P-123	F	0	H	0	20% reszta modeli	80% główny model

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
Depozycja dyfuzyjna	średni	P-124	B	0	M	4,055	3,04125	5,06875
		P-125	B	0	M	4,982	3,7365	6,2275
		P-126	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-127	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-128	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-129	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-130	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-131	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-132	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-133	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-134	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-135	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-136	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-137	B	-1	L	3,617	1,8085	4,54
		P-138	B	0	M	229	171,75	286,25
		P-139	B	0	M	550	412,5	687,5
P-140	B	-1	L	97	97	2500		

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-141	B	-1	L	97	97	2500
		P-142	B	-1	L	97	97	2500
		P-143	B	-1	L	97	97	2500
		P-144	B	-1	L	97	97	2500
		P-145	B	-1	L	97	97	2500
		P-146	B	-1	L	97	97	2500
		P-147	B	-1	L	97	97	2500
		P-148	B	-1	L	97	97	2500
		P-149	B	-1	L	97	97	2500
		P-150	B	-1	L	97	97	2500
Transport radionuklidów	średni	P-151	B	-1	L	97	97	2500
		P-152	B	0	M	1,00E-07	7,50E-08	1,25E-07
		P-153	B	0	M	5,00E-05	3,75E-05	6,25E-05
		P-154	B	-1	L	1000	661,5	2465
		P-155	B	0	M	1	1	1,5
		P-156	B	0	M	1	1	1,5
		P-157	B	0	M	1,257	1	1,57125

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-158	B	0	M	1	0,5	1
		P-159	B	0	M	1,00E-03	7,50E-04	1,25E-03
		P-160	B	0	M	5,00E-02	3,75E-02	6,25E-02
		P-161	B	0	M	2,25	1,6875	2,8125
		P-162	B	0	M	1,00E-05	7,50E-06	1,25E-05
		P-163	A	-1	L	149,913	139,55	162,14
		P-164	A	-1	L	137,34	152,45	196,40
		P-165	A	-1	L	253,8008	253,80	350,25
		P-166	A	-1	L	143,6	127,60	159,50
		P-167	A	-1	L	101,07	101,07	148,57
		P-168	A	-1	L	140,12	163,94	170,95
		P-169	A	-1	L	138,91	154,19	162,52
		P-170	F	0	H	0	20% reszta modeli	80% główny model
		P-171	F	0	M	2	50% reszta modeli	50% główny model

Zjawisko fizyczne	Konsensus ekspercki co do rozumienia zjawiska	Parametr wewnętrzny	Grupa parametru	Współczynnik oceny kodu MELCOR	Ostateczny poziom rozumienia zjawisk	Wartość najlepszego szacowania	Wartość minimalna parametru	Wartość maksymalna parametru
		P-172	F	0	M	2	50% reszta modeli	50% główny model