

Monografia

Katedry Energetyki Jądrowej i Radiochemii

Wydział Energetyki i Paliw

Akademia Górniczo-Hutnicza im Stanisława Staszica w Krakowie

Obliczenia neutronowe cyklu paliwowego reaktora HTGR-POLA

Jerzy Cetnar^{1,2} , Grażyna Domańska², Mariusz Kopeć²

¹Narodowe Centrum Badań Jądrowych Świerk

²Akademia Górniczo-Hutnicza im Stanisława Staszica w Krakowie

Kraków, grudzień 2025

Składamy serdeczne podziękowania polskiej infrastrukturze obliczeniowej
wysokiej wydajności PLGrid (Centra Obliczeń Wysokowydajnych: ACK Cyfronet
AGH) za udostępnienie infrastruktury komputerowej i wsparcia w ramach grantu
obliczeniowego nr PLG/2025/018403

ISBN 978-83-969343-6-9

Spis Treści

Rozdział I Narzędzia badawcze i metodologia	9
(I) 1. Wstęp	9
(I) 2. Monte Carlo Burnup Code System - MCB	11
(I) 2.1. Ogólne cechy MCB	12
(I) 2.2. Wartość dodana stosowania MCB w analizach HTGR	16
(I) 3. Zastosowane oprogramowanie cieplno-przepływowe oraz model wymiany ciepła	18
(I) 4. Metody optymalizacyjne	25
(I) 4.1. Zastosowana procedura optymalizacyjna	27
(I) 4.2. Definicje procesu optymalizacji	30
(I) 4.3. Charakterystyka procesu optymalizacji reaktora POLA	32
Rozdział II Założenia projektowe oraz główne specyfikacje reaktora badawczego HTGR-POLA	35
(II) 1. Wstęp	35
(II) 2. Określenie głównych parametrów reaktora badawczego HTGR POLA z blokami Fort St Vrain	36
Rozdział III Konfiguracja początkowe reaktora badawczego HTGR-POLA	43
(III) 1. Specyfikacja konfiguracji jednorodnej	43
(III) 1.1. Główne parametry konfiguracji jednorodnej	43
(III) 1.2. Charakterystyki neutronowe konfiguracji jednorodnej	43
(III) 1.3. Podsumowanie efektywności cyklu	46
(III) 1.4. Kontrola reaktywności	50
(III) 2. Specyfikacja konfiguracji wyjściowej	52
(III) 2.1. Główne parametry konfiguracji wyjściowej	52
(III) 2.2. Charakterystyki neutronowe konfiguracji wyjściowej	54
(III) 2.3. Podsumowanie efektywności cyklu	57
(III) 2.4. Kontrola reaktywności	60
(III) 2.5. Charakterystyki punktowe rdzenia wyjściowego	62
Rozdział IV Konfiguracja optymalna reaktora POLA	66
(IV) 1. Charakterystyka początkowa konfiguracji optymalnej reaktora POLA	66
(IV) 2. Analiza cyklu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym	71

(IV) 2.1. Podsumowanie efektywności cyklu	71
(IV) 2.1. Ewolucja przestrzennych rozkładów mocy oraz FIMA	74
(IV) 2.2. Rozkłady strumienia neutronów	85
Rozdział V Charakterystyki punktowe rdzenia optymalnego	90
(V) 1. Analizy reaktywnościowe	90
(V) 1.1. Analizy dla stanu początkowego – zimny reaktor	90
(V) 1.2. Analizy dla stanu równowagi ksenonowej BOL+5D XeEq	91
(V) 1.3. Zapas reaktywności prętów regulacyjnych	94
(V) 1.4. Reaktywność prętów regulacyjnych	95
(V) 1.1. Reaktywności temperaturowe	97
(V) 2. Analizy reaktywnościowe dla stanów eksploatacyjnych	103
(V) 2.1. Odpowiedzi systemu na zmiany parametrów chłodzenia w stanie początkowym równowagi ksenonowej	103
(V) 2.2. Ewolucje po wyłączeniu w środku cyklu (MOC) w stanie gorącym .	117
(V) 2.3. Ewolucje po wyłączeniu na koniec cyklu (EOC) w stanie gorącym .	118
(V) 2.4. Parametry kinetyki punktowej reaktora POLA	120
(V) 3. Rozkład temperatur dla rdzenia optymalnego	123
(V) 3.1. Wstęp	123
(V) 3.2. Obliczenia rozkładów temperatur rdzenia optymalnego	123
Podsumownie	133
Literatura	134
Spis skrótów i pojęć.....	135

Spis Rysunków

Rysunek II-1. Przekrój modelu rdzenia reaktora badawczego HTGR-POLA. .	40
Rysunek II-2. Przekrój bloku centralnego.	41
Rysunek II-3. Przekrój heksagonalnego bloku paliwowego pierwszego pierścienia.	41
Rysunek II-4. Przekrój heksagonalnego bloku paliwowego pierwszego pierścienia.	42
Rysunek III-1. Rozkład mocy po 5 dniach pracy konfiguracji jednorodnej. ..	44
Rysunek III-2. Rozkład mocy po 350 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.	44
Rysunek III-3. Rozkład mocy po 700 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.	45
Rysunek III-4. Rozkład mocy po 850 dniach (EOC) pracy konfiguracji jednorodnej.	45

Rysunek III-5. Rozkład FIMA po 850 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.	46
Rysunek III-6. Koncentracja U235 po 850 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.	47
Rysunek III-7. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji jednorodnej.	51
Rysunek III-8. Ewolucja nadmiaru reaktywności w konfiguracji jednorodnej.	51
Rysunek III-9. Wartości reaktywności prętów sterujących na początku życia reaktora w stanie jednorodnego w stanie zimnym.	52
Rysunek III-10. Rozkład początkowy koncentracji boru w prętach BPR konfiguracji jednorodnej.	53
Rysunek III-11. Rozkład końcowy koncentracji boru w prętach BPR konfiguracji jednorodnej.	54
Rysunek III-12. Rozkład mocy po 5 dniach pracy konfiguracji wyjściowej. ..	55
Rysunek III-13. Rozkład mocy po 300 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.	55
Rysunek III-14. Rozkład mocy po 700 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.	56
Rysunek III-15. Rozkład FIMA po 700 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.	56
Rysunek III-16. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji wyjściowej.	61
Rysunek III-17. Ewolucja nadmiarowej reaktywności w konfiguracji wyjściowej.	61
Rysunek III-18. Wartości reaktywności prętów sterujących na początku życia reaktora w stanie wyjściowego w stanie zimnym.	62
Rysunek III-19. Ewolucja reaktywności rdzenia wyjściowego po wyłączeniu reaktora MOC gorący.	63
Rysunek III-20. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem wyjściowym (MOC gorący).	64
Rysunek III-21. Ewolucja reaktywności rdzenia wyjściowego po wyłączeniu reaktora MOC zimnego.	65
Rysunek IV-1. Rozkład przestrzenny wzbogacenia rdzenia optymalnego reaktora POLA.	67
Rysunek IV-2. Rozkład przestrzenny upakowania TRISO rdzenia optymalnego reaktora POLA.	69
Rysunek IV-3. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora POLA w początku życia (BOL).	69
Rysunek IV-4. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora POLA w środku życia (MOC).	70
Rysunek IV-5. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora POLA w końcu życia (EOC).	70
Rysunek IV-6. Rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 5 dni.	75
Rysunek IV-7. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 100 dni.	75
Rysunek IV-8. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 200 dni.	76
Rysunek IV-9. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 300 dni.	76
Rysunek IV-10. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 400 dni.	77
Rysunek IV-11. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 500 dni.	77

Rysunek IV-12. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 650 dni.	78
Rysunek IV-13. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 5 dni.	78
Rysunek IV-14. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 100 dni.	79
Rysunek IV-15. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 200 dni.	79
Rysunek IV-16. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 300 dni.	80
Rysunek IV-17. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 400 dni.	80
Rysunek IV-18. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 500 dni.	81
Rysunek IV-19. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 650 dni.	81
Rysunek IV-20. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 200 dni.	82
Rysunek IV-21. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 400 dni.	82
Rysunek IV-22. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 650 dni.	83
Rysunek IV-23. Konfiguracji PMCR70f: Początkowa koncentracji U235 wyrażona gęstością liniowej U235 w kompaktach paliwowych.	83
Rysunek IV-24. Konfiguracji PMCR70f: Ewolucja koncentracji U235 wyrażona gęstością liniowej U235 w kompaktach paliwowych w czasie pracy do 300 dni. .	84
Rysunek IV-25. Konfiguracji PMCR70f: Ewolucja koncentracji U235 wyrażona gęstością liniowej U235 w kompaktach paliwowych w czasie pracy do 650 dni. .	84
Rysunek IV-26. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni.	85
Rysunek IV-27. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni.	86
Rysunek IV-28. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni.	86
Rysunek IV-29. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni.	87
Rysunek IV-30. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni.	87
Rysunek IV-31. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni.	88
Rysunek IV-32. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni.	88
Rysunek IV-33. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni.	89
Rysunek IV-34. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni.	89

Rysunek V-1. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji optymalnej. ..	94
Rysunek V-2. Ewolucja nadmiarowej reaktywności w konfiguracji optymalnej. ...	95
Rysunek V-3. Wartości reaktywności prętów sterujących na początku życia reaktora z rdzeniem optymalnym w stanie zimnym.	96
Rysunek V-4. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	97
Rysunek V-5. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	97
Rysunek V-6. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	98
Rysunek V-7. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	98
Rysunek V-8. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	99
Rysunek V-9. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	99
Rysunek V-10. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym. ...	100
Rysunek V-11. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	100
Rysunek V-12. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	101
Rysunek V-13. Zależność krytyczności w funkcji temperatury rdzenia na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	102
Rysunek V-14. Zależność reaktywności w funkcji temperatury rdzenia na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.	102
Rysunek V-15. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji spadku mocy przy przepływie zmniejszonym o 20%.	104
Rysunek V-16. Symulacja dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18%.	105
Rysunek V-17. Przebieg koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% (cały rdzeń). .	105
Rysunek V-18. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 157\text{cm}$). ..	106
Rysunek V-19. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 97\text{cm}$). ...	106
Rysunek V-20. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 37\text{cm}$). ...	107
Rysunek V-21. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -27\text{cm}$). .	107
Rysunek V-22. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -83\text{ cm}$).	108
Rysunek V-23. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -157\text{cm}$).	108
Rysunek V-24. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji wzrostu mocy przy przepływie zwiększonym o 20%.	109

Rysunek V-25. Symulacja dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10%.	110
Rysunek V-26. Przebieg koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% (cały rdzeń).	110
Rysunek V-27. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -23$ cm). ..	111
Rysunek V-28. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -97$ cm). ...	111
Rysunek V-29. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -23$ cm). ..	112
Rysunek V-30. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -157$ cm). .	112
Rysunek V-31. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji wzrostu mocy przy obniżeniu temperatury helu o 50K.	113
Rysunek V-32. Symulacja dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10%.	114
Rysunek V-33. Przebieg koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10%. ..	114
Rysunek V-34. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = 157$ cm).	115
Rysunek V-35. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = 97$ cm).	115
Rysunek V-36. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -27$ cm).	116
Rysunek V-37. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -157$ cm).	116
Rysunek V-38. Ewolucja reaktywność po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym (MOC gorący).	117
Rysunek V-39. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym (MOC gorący).	118
Rysunek V-40. Ewolucja reaktywność rdzenia optymalnego po wyłączeniu na koniec cyklu w stanie gorącym.	119
Rysunek V-41. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym na koniec cyklu	119
Rysunek V-42. Rozkłady temperatur paliwa w kolejnych punktach czasowych cyklu, przedstawiane w każdym rzędzie rysunku dla obu przekrojów rdzenia ...	126
Rysunek V-43. Rozkłady temperatur grafitowych bloków w kolejnych punktach czasowych cyklu, przedstawiane w każdym rzędzie rysunku dla obu przekrojów rdzenia.	129

Rozdział I Narzędzia badawcze i metodologia

(I) 1. Wstęp

Chociaż wiele cechy reaktorów jądrowych różnych typów są podobne, to specyficzne cechy określonych typów reaktorów narzucają inne wymagania od systemu obliczeniowego. Rdzeń reaktora HTR charakteryzuje się specyficznymi cechami, które narzucają szczególne wymagania dla narzędzi analitycznych i modeli wykorzystywanych do analizy jego fizyki, bezpieczeństwa oraz analizy cyklu paliwowego. Główne różnice, w porównaniu do innych systemów takich jak LWR czy FBR, które należy uwzględnić w analizie transmutacji jądrowej w trybie głębokiego wypalania, dotyczą wysokiej temperatury paliwa, innej formy paliwa oraz bardzo silnego wpływu moderatora na pole neutronów. Te specyficzne cechy to:

- Wysoka temperatura operacyjna paliwa i grafitu, co wymaga uwzględnienia sprzężenia termohydraulicznego z neutronowym.
- Podwójna heterogeniczności rdzenia spowodowana strukturą kompaktów paliwowych wypełnionych cząstkami TRISO, dla których potrzebny jest wysoce złożony model geometryczny, pozwalający uwzględnić efekty widma neutronów występujące w paliwie z powodu rezonansowych przekrojów czynnych.
- Głębokie termalizacja neutronów, która narzuca kilka istotnych efektów neutronowych, takich jak: skrócenie drogi swobodnej, wyższe gradienty strumienia, silniejszy wpływ reflektorów, co w konsekwencji wymaga uwagi na efekty przestrzenne, szczególnie w pobliżu prętów kontrolnych lub reflektorów.
- Duży rozmiar rdzenia w kategoriach długości drogi swobodnej oraz drobnej struktury rdzenia (np. rozmiar jądra TRISO), co jest głównie spowodowane stosunkowo niską średnią gęstością mocy.

W związku z tym nakłada się następujące wymagania od systemu obliczeniowego:

1. Uwzględnienie sprzężenia neutronowo-ciepno-przepływowego symulacji przebiegu cyklu pracy reaktora wraz ze szczegółowym opisem tego sprzężenia.
2. Obliczenia uwzględniają analizy ciepło-przepływowe całego rdzenia z uwzględnieniem przepływu bocznikowego (bypass flow), z wykorzystaniem

parametrów wypracowanych we wcześniejszych analizach wykonanych na potrzeby projektu.

3. Wyliczenia charakterystyk globalnych rdzenia uzyskiwane są w modelach pełnego rdzenia reaktora z uwzględnieniem reprezentacji podwójnej heterogeniczności rdzenia oraz zmienności w czasie kluczowych przestrzennych rozkładów parametrów fizycznych opisanych w dalszej części dokumentu. W przypadku użycia narzędzi obliczeniowych opartych o metody Monte Carlo zachowanie wysokiej dokładności obliczeń rozważanych parametrów.

4. Zależne od temperatury przekroje czynne na reakcje jądrowe są weryfikowane, a w razie potrzeby, uaktualniane w symulacji przebiegu cyklu pracy reaktora po każdym kroku czasowym.

5. Symulacja cyklu pracy reaktora prowadzona jest z dopasowywaniem zanurzenia prętów sterujących w każdym kroku czasowym w celu utrzymania reaktywności rdzenia w pobliżu zera.

Ze względu na istniejącą złożoność procesu wypalania, skuteczne jest zastosowanie zintegrowanego systemu obliczeniowego, który pozwoli użytkownikowi uwzględnić efekty przestrzenne pełnego modelu heterogenicznego reaktora z ciągłą reprezentacją energetyczną przekrojów czynnych i sprzężeniem termo-hydraulicznym. W tym celu bardzo odpowiedni jest zintegrowany kod Monte Carlo do obliczeń wypalania MCB. Jednakże, należy odróżnić fluktuacje statystyczne, które są wewnątrznie obecne w metodach Monte Carlo, od oczekiwanego rzeczywistego rozwiązania. W przypadku modelowania Monte Carlo dla HTR mogą wystąpić oscylacje strumienia i problemy zbieżności źródła rozszczepienia. Uzyskanie wiarygodnych wyników obliczeń neutronowych rdzenia reaktora HTGR wymaga użycia modeli obliczeniowych wiernie odwzorowujących zjawiska oraz procesy fizyczne występujące w rdzeniu tego typu reaktora.

(I) 2. Monte Carlo Burnup Code System - MCB

Monte Carlo Continuous Energy Burn-up Code (MCB) jest uniwersalnym kodem używanym do obliczania ewolucji gęstości nuklidów w czasie (w wyniku wypalenia lub rozpadu). Kod rozwiązuje równanie transportu neutronów w postaci stacjonarnej ze źródłem stałym lub w postaci własnej, kiedy wyliczana jest wartość własna – efektywny współczynnik mnożenia neutronów oraz odpowiadający mu fundamentalny rozkład strumień neutronów. Jednocześnie wyliczane są wydajności reakcji i depozycji energii, które są niezbędne do zdefiniowania oraz rozwiązania równań wypalania. MCB integruje na poziomie kodu źródłowego dobrze znany kod MCNP (obecnie wersja 5 [1]), który jest używany do obliczeń transportu neutronów, oraz autorski kod Transmutation Trajectory Analysis (TTA) [2], który oblicza ewolucję gęstości, w tym formowanie i analizę łańcuchów transmutacyjnych w trybie online. Wersja kodu MCB1C [3] jest dostępna dla społeczności naukowej na zasadach darmowego oprogramowania za pośrednictwem Banku Danych Agencji Energii Jądrowej, Package-ID: NEA-1643 od 2002 roku. Kod MCB był stosowany do analiz neutronowych i cyklu paliwowego wielu typów reaktorów, począwszy od w ramach projektu EU FP5 „PDS-XADS” [4] oraz w kolejnych projektach poświęconych reaktorom IV generacji ze szczególnym uwzględnieniem reaktorów typu HTGR. W tym celu prace rozwojowe kodu były skierowane na zaawansowany opis nowoczesnych reaktorów, w tym podwójne struktury heterogeniczne występujące w HTR. Obecna wersja umożliwia użytkownikom definiowanie bardziej szczegółowych modeli, z większą liczbą poziomów uniwersum, a także uwzględnienie efektów fluktuacji statystycznych w modelowaniu reaktorów jądrowych metodą Monte Carlo. Kod jest nadal rozwijany; ostatnio dodane funkcje dotyczą analizy statystycznej wypalenia, zbierania emitowanych cząstek, sprzężenia termohydraulicznego, automatycznych obliczeń profilu mocy, zaawansowanej procedury normalizacji kroku wypalenia – tzw. „schematu mostkowego” a także symulacji operowania prętami sterującymi.

Poniżej krótko opisano metodologię projektowania rdzenia i analizy cyklu paliwowego z wykorzystaniem MCB.

(I) 2.1. Ogólne cechy MCB

Głównym celem kodu do obliczeń wypalenia paliwa jest obliczenie ewolucji gęstości materiałów. Dotyczy to wszystkich możliwych nuklidów, które mogą pojawić się w systemie po rozpadach, transmutacjach lub emisjach cząstek. Proces transmutacji obejmuje rozpad produktów rozszczepienia na nuklidy oraz tworzenie się atomów helu i wodoru z emitowanych cząstek α i protonów. Kod nie potrzebuje z góry zdefiniowanej listy nuklidów do rozważenia, ponieważ wszystkie łańcuchy transmutacyjne są tworzone automatycznie na bieżąco, w oparciu o zadeklarowane przez użytkownika fizyczne warunki ograniczające. Warunki te dotyczą wkładu do zmiany masy nuklidów z konstruowanych trajektorii transmutacji. W rzeczywistym systemie poddanym napromieniowaniu lub rozpadowi, skład nuklidów ulega ewolucji, którą ogólnie można opisać jako funkcję ciągłą czasu. Aproksymacja tej funkcji jest uzyskiwana w MCB poprzez procedurę kroków czasowych, która rozpoczyna się od oceny prawdopodobieństwa reakcji i rozpadu każdego możliwego kanału za pomocą stacjonarnych obliczeń transportu neutronów. W następnym kroku tworzony jest łańcuch transmutacji, który następnie jest rozwiązywany w celu uzyskania tabeli gęstości nuklidów w wymaganych punktach czasowych. Główne cechy kodu można podsumować następująco:

Schematy rozpadu wszystkich możliwych nuklidów i ich stanów izomerycznych są tworzone i analizowane na podstawie danych o rozpadzie pochodzących z dwóch źródeł. Pierwszym z nich jest TOI.LIB, oparty na „*Table of Isotopes*” [5], który opisuje schematy rozpadu dla ponad 2400 nuklidów, w tym tworzenie nuklidów w stanach wzbudzonych.

Do pamięci komputera można załadować liczne biblioteki przekrojów czynnych i zestawy danych, aby odpowiednio obliczać wskaźniki reakcji i prawdopodobieństwa powstawania nuklidów. Obejmuje to możliwość odrębnego traktowania przekrojów czynnych dla różnych stref wypalania, uwzględnianie efektów termicznych, zastosowanie zależnego od energii rozkładu produktów rozszczepienia oraz zależnego od energii prawdopodobieństwa powstawania izomerów nuklidów.

Dostępne jest sprzężenie termohydrauliczne z POKE [6] dla pryzmatycznych reaktorów HTGR.

Wskaźniki reakcji są obliczane wyłącznie metodą ciągłej energii przy użyciu bibliotek przekrojów transportowych punktowych, a w przypadku braku odpowiedniej biblioteki, przy użyciu biblioteki przekrojów dozymetrycznych. Wkłady do wydajności reakcji są rejestrowane w każdym momencie zderzenia neutronów zachodzącego w komórkach wypełnionych materiałem wypalany, przy użyciu estymatora długości ścieżki strumienia neutronów.

Wydajność produktów rozszczepienia jest obliczana na podstawie zależnych od energii rozkładów produktów rozszczepienia przygotowanych osobno dla każdego nuklidu rozszczepialnego.

Grzanie jądrowe jest automatycznie obliczane w podobny sposób jak wskaźniki reakcji podczas symulacji transportu neutronów, przy użyciu przekrojów czynnych grzania będącymi współczynnikami KERMA zawartymi w standardowych tabelach przekrojów czynnych. Kod automatycznie oblicza również grzanie wywołane naturalnym rozpadem nuklidów, co pozwala na uwzględnienie efektów pochodzących od ciepła powyłączeniowego. Energię rozpadów pobiera się z biblioteki ORIGEN [7].

Ewolucja gęstości nuklidów jest obliczana za pomocą wystarczająco liczego zestawu liniowych łańcuchów transmutacji, który jest przygotowywany dla każdej strefy i kroku czasowego, dzięki czemu jest automatycznie dostosowywany do warunków transmutacji ewoluujących w czasie.

Kod wykorzystuje rozszerzoną metodę łańcucha liniowego, która opiera się na podejściu Batemana, do rozwiązywania przygotowanego online zestawu liniowych łańcuchów, zawierających te o niepomijalnych wkładach do powstawania dowolnych nuklidów.

Przeprowadzana jest szczegółowa analiza przejść transmutacyjnych od nuklidu do nuklidu. Łańcuchy transmutacji tworzone przez kod mogą być drukowane dla nuklidów interesujących dla użytkownika.

Dostępne jest przetwarzanie materiałów oraz alokacje materiałów do komórek geometrycznych podczas wypalania. Korzystając z tej funkcji, użytkownik może symulować tasowanie paliwa lub jego przeładunek

Dostępna jest operacje symulacji pracy prętów kontrolnych (CR) w czasie cyklu pracy.

2.1.1. Rozwiązanie równań Batemana

MCB wykorzystuje ogólne rozwiązanie równań Batemana wyprowadzone z metody liniowego łańcucha. Ogólny łańcuch transmutacji, który jest nieliniowy, jest rozwiązywany w szereg liniowych łańcuchów za pomocą metodologii analizy trajektorii transmutacji. MCB nie generuje ani nie wykorzystuje przekrojów czynnych neutronów jednogrupowych. Zamiast tego używa prawdopodobieństw transmutacji, które są obliczane bezpośrednio w procesie obliczeń transportu neutronów, przeprowadzanych niezależnie dla każdej strefy transmutacji i każdego kroku czasowego.

2.1.2. Analiza Trajektorii Transmutacji

Zazwyczaj w powszechnie stosowanych metodach numerycznych zestaw liniowych łańcuchów jest przygotowywany arbitralnie, co jest wystarczające dla dobrze zdefiniowanych przypadków. Jednak w bardziej ogólnych przypadkach konieczne jest zastosowanie procedury, która rozwiązuje nieliniowy łańcuch w zestaw łańcuchów liniowych, aby zapewnić równowagę przepływu masy i stabilność rozwiązania numerycznego.

Aby wyprowadzić rozwiązanie ogólnego przypadku na podstawie znanego rozwiązania liniowego przypadku rozpadu, wygodnie jest skupić się na przejściu transmutacyjnym z jednego nuklidu do drugiego po upływie czasu t . Przejścia transmutacyjne mogą prowadzić przez wiele ścieżek, które mogą się rozwidlać, tworząc nieliniowy łańcuch. Zdefiniujmy teraz trajektorię transmutacji jako

sekwencję bezpośrednich przejść od nuklidu do nuklidu, zaczynając od pierwszego nuklidu i kończąc na ostatnim, n-tym nuklidzie. Trajektoria transmutacji jest niemal równoważna łańcuchowi rozpadu, ale ze względu na występowanie rozwidleń w nieliniowym łańcuchu, przepływ masy nie jest zachowany na poziomie pojedynczej trajektorii. Jest on jednak zachowany we wszystkich trajektoriach, które można wyodrębnić z nieliniowego łańcucha.

2.1.3. Sprzężenie Termohydrauliczne z POKE

Wprowadzenie obliczeń termohydraulicznych do symulacji Monte Carlo zostało zrealizowane poprzez sprzężenie MCB z kodem POKE [6]. Kod POKE został napisany w GA; jego pierwotna wersja została zaprojektowana dla geometrycznych i parametrycznych cech reaktora Ft. St. Vrain, a później była również używana do analizy GT-MHR. POKE określa rozkłady temperatury paliwa i chłodziwa oraz masowy przepływ chłodziwa w stanie ustalonym. Konfiguracja reaktora składa się z wielu równoległych kanałów chłodziwa połączonych z wspólnymi komorami wlotowymi i wylotowymi. Reaktor pomiędzy komorami wlotową i wylotową jest podzielony na reflektor wlotowy, rdzeń i reflektor wylotowy. Zakłada się, że całe ciepło jest generowane w rdzeniu. Do celów obliczeniowych reaktor jest podzielony na wiele cylindrycznych regionów, które rozciągają się od komory wlotowej do komory wylotowej. Kod POKE iteracyjnie rozwiązuje trzy jednowymiarowe równania wyrażające zachowanie masy, pędu i energii dla każdego modelowanego kanału. Przepływ masowy chłodziwa wynika z bilansu spadku ciśnienia od komory wlotowej do wylotowej.

Sprzężenie kodów zostało zrealizowane na poziomie kodu źródłowego, gdzie zmodyfikowana wersja POKE została włączona do kodu MCB, ale cała wymiana danych między kodami odbywa się za pomocą plików zewnętrznych, aby umożliwić użytkownikowi przeliczenia. Specyfikacja termohydrauliczna jest wczytywana z pliku wejściowego POKE, który opisuje geometrię reaktora i inne parametry, podczas gdy MCB dostarcza jedynie profil rozkładu mocy. Profil temperatury na początku okresu pracy (BOL) musi być zdefiniowany przez użytkownika po dowolnych założeniach lub przy użyciu wyników uzyskanych we

wcześniejszych obliczeniach. Wywołany POKE oblicza wymagane parametry termohydrauliczne oraz nowe profile temperatury. Na tej podstawie nowe temperatury wszystkich regionów wraz z przekrojami czynnymi dostosowanymi do temperatury są używane do nowej iteracji profilu mocy, a kolejne obliczenia wypalenia dostarczają bardziej realistyczne wyniki produkcji izotopów.

(I) 2.2. Wartość dodana stosowania MCB w analizach HTGR

MCB wnosi szereg wartości dodanych w analizach reaktorów wysokotemperaturowych (HTR), dzięki swoim unikalnym cechom i funkcjonalnościom. Poniżej przedstawiono kluczowe korzyści:

- *Precyzyjna Ewolucja Gęstości Nuklidów:*

MCB pozwala na dokładne obliczenie ewolucji gęstości nuklidów w czasie, uwzględniając rozpad, transmutację i emisję cząstek. Dzięki temu możliwe jest precyzyjne śledzenie zmian składu materiałowego w reaktorze HTGR.

- *Zaawansowane modelowanie geometryczne:*

Dzięki możliwości definiowania bardziej szczegółowych modeli z większą liczbą poziomów uniwersum, MCB umożliwia precyzyjne odwzorowanie złożonej geometrii rdzenia HTGR, w tym struktury podwójnej heterogeniczności.

- *Integracja złożonych bibliotek przekrojów czynnych:*

MCB pozwala na ładowanie różnych bibliotek przekrojów czynnych i zestawów danych, co umożliwia dokładne obliczanie wskaźników reakcji i prawdopodobieństw powstawania nuklidów w różnych strefach wypalania, uwzględniając efekty termiczne i energetyczne.

- *Sprężenie termohydrauliczne:*

Dostępne jest sprzężenie termohydrauliczne z kodem POKE dla pryzmatycznych reaktorów HTGR, co umożliwia bardziej realistyczne symulacje pracy reaktora, uwzględniające efekty termiczne.

- *Obliczenia transportu neutronów z metodą ciągłej energii:*

Wskaźniki reakcji są obliczane metodą ciągłej energii przy użyciu bibliotek przekrojów punktowych, co zapewnia wysoką dokładność obliczeń w trakcie symulacji transportu neutronów.

- *Automatyczne obliczenia grzania jądrowego:*

MCB automatycznie oblicza ogrzewanie wynikające z reakcji jądrowych oraz naturalnego rozpadu nuklidów, co pozwala na uwzględnienie efektów ciepła powyłęzeniowego.

- *Elastyczność w przetwarzaniu materiałów:*

Kod umożliwia przetwarzanie materiałów i alokację materiałów do komórek geometrycznych podczas wypalania, co pozwala na symulowanie operacji mieszania paliwa i działania prętów kontrolnych.

- *Stabilność rozwiązań:*

Zastosowanie metodologii analizy trajektorii transmutacji oraz rozwiązywania równań Batemana zapewnia stabilność numeryczną i dokładność obliczeń, szczególnie w kontekście nieliniowych łańcuchów transmutacji.

Dzięki tym zaawansowanym funkcjom MCB znacząco poprawia dokładność i realizm analiz reaktorów HTGR, co jest kluczowe dla projektowania, optymalizacji i zapewnienia bezpieczeństwa tych systemów jądrowych.

(I) 3. Zastosowane oprogramowanie ciepłno-przepływowe oraz model wymiany ciepła

Prawidłowe obliczenia reaktywności reaktora w różnych warunkach eksploatacyjnych wymagają prawidłowego określenia temperatur poszczególnych elementów rdzenia. Jak wiadomo, współczynniki temperaturowe reaktywności paliwa i moderatora mają kluczowe znaczenie dla bezpieczeństwa reaktora, a zatem muszą one być obliczone w sposób najbardziej odpowiadający rzeczywistości.

Model reaktora, na którym wykonywane są obliczenia reaktywnościowe, jest bardzo złożony, bo w rdzeniu precyzyjnie odwzorowane są nie tylko bloki zawierające elementy paliwowe oraz pręty sterujące, ale każdy pin paliwowy jest reprezentowany jako grafit wypełniony siatką kuleczek TRISO, w których średnica obszaru paliwa wynosi 0.06 cm. Przy tak szczegółowym modelowaniu czas konieczny na jeden cykl obliczeń k_{eff} jest oczywiście stosunkowo długi. Symulacje zachowania reaktora w czasie całego cyklu paliwowego wymagają wykonywania wielu powtarzających się obliczeń reaktywności, zmiany składu paliwa oraz zmiany rozkładu temperatur. Czas trwania jednego takiego ciągu obliczeń może wynosić nawet kilka dni, a moduł odpowiedzialny za obliczenia ciepłno-przepływowe wywoływany jest wielokrotnie - w szczególności w przypadku wszystkich operacji regulacyjnych związanych ze zmianą rozkładu mocy. Oczywiście możliwe jest stosunkowo precyzyjne liczenie transportu ciepła w szczegółowym modelu reaktora, ale obliczenia takie, wykonywane na przykład pakietem Ansys Fluent, również są bardzo czasochłonne. Jeśli miałyby być powtarzane kilkanaście, a nawet kilkadziesiąt razy na jeden symulowany cykl paliwowy, to czas oczekiwania na wyniki byłby nieakceptowalnie długi. W związku z tym konieczne jest stosowanie uproszczonego modelu ciepłno-przepływowego, dającego akceptowalne wyniki praktycznie bez straty czasu. Dodatkowym uzasadnieniem takiego podejścia jest sposób liczenia zależności temperaturowych w programach transportowych takich jak MCB czy MCNP. Są one reprezentowane przez dane jądrowe (przekroje czynne) podawane w siatkach temperatur i nawet w przypadku bardzo precyzyjnych obliczeń ciepłno-przepływowych, możliwość wykorzystania ich wyników ograniczona będzie przez wielkość przedziału takiej siatki. Tak więc

czasochłonne obliczenia ciepłno-przepływowe w praktyce nie poprawiałyby znacząco zgodności z rzeczywistością. Dlatego obliczenia ciepłno-przepływowe wykonywane są w module napisanym na podstawie programu POKE, napisanego na potrzeby reaktora HTR FSV [1].

Model obliczeń używany w programie POKE zakłada, że przeważająca część wytworzonego w rdzeniu ciepła jest odprowadzana z bloków paliwowych przez kanały chłodzenia, a pewna, z góry ustalona jego ilość, płynie poza blokami (tzw. *internal bypass flow*), albo pomiędzy rdzeniem a reflektorem radialnym (tzw. *external bypass flow*). W przypadku obliczeń wykonywanych dla reaktora FSV można było ponadto założyć, że część chłodziwa przepływa w płaszczyznach poziomych dzielących kolumny bloków paliwowych (tzw. *crossflow*), ale konkretne dane odnośnie do stosowanych współczynników wynikały z pomiarów wykonywanych na rdzeniu i w dostępnych materiałach nie zostały opublikowane. W przypadku modelowania reaktora innego niż FSV *crossflow* nie był rozważany. Podział przepływu obejścia na wewnętrzny i zewnętrzny (*internal/external bypass flow*) uzasadniony jest wyłącznie w przypadku reaktora FSV, w którym kolumny bloków paliwowych otoczone były ściankami grupującymi po 7 kolumn, a między tymi grupami wymiana chłodziwa nie zachodziła. W przypadku innej konstrukcji rdzenia takie rozróżnienie nie ma znaczenia i w naszym modelu nie jest stosowane. Należy tu zauważyć, że zarówno uproszczone modele, jak i szczegółowe modele CFD, nie biorą pod uwagę zmian wymiarów bloków związanych ze zmianami temperatury. Jest oczywiste, że będą one powodowały zarówno zmiany przepływów poprzecznych, jak i całkowitego przepływu poza blokami. Modelowanie tych efektów byłoby jednak bardzo niepewne - choćby ze względu na brak precyzyjnych danych materiałowych - a poprawa zgodności modelu z rzeczywistością niewielka i nieuzasadniona znacznie zwiększoną złożonością obliczeniową.

Model obliczeniowy stosowany w programie POKE przewiduje, że przepływ chłodziwa następuje w cylindrycznym kanale przechodzącym przez reflektor dolny, bloki paliwowe rdzenia, oraz reflektor górny. W przypadku braku przepływu poprzecznego przepływ w jednym kanale wynika z równań:

$$\text{zachowania masy} \quad \frac{d}{dz}(\rho v) = 0$$

zachowania pędu $\rho v \frac{dv}{dz} + \frac{dp}{dz} = -\mathcal{L} - \mathcal{H} - \gamma \rho g$

zachowania energii $\rho v \frac{de}{dz} + p \frac{dv}{dz} = Q + \varphi$

stanu gazu
doskonałego $p = \rho RT$

gdzie:

z współrzędna wzdłuż osi z

ρ gęstość

v prędkość

p ciśnienie

T temperatura

e energia wewnętrzna na jednostkę masy

Q strumień ciepła na jednostkę objętości kanału chłodzenia

φ dyssypacja ciepła związana z lepkością

W równaniu zachowania pędu $\mathcal{L}$ reprezentuje straty ciśnienia spowodowane tarciem, a $\mathcal{H}$ straty ciśnienia na wejściu, wyjściu oraz na połączeniach między blokami, a $\gamma \rho g$ reprezentuje siłę ciężkości, przy czym $\gamma = 1$ dla przepływu z dołu do góry i -1 dla przepływu z góry na dół.

W równaniu stanu R jest stałą gazową podzieloną przez masę molową helu.

Pierwsze z równań daje od razu:

$$\rho v = \text{const} = \frac{W}{A}$$

gdzie W jest przepływem a A powierzchnią przekroju kanału chłodzącego.

Z podanych wyżej równań dostajemy:

$$\frac{dp}{dz} = \left(\frac{W}{A}\right)^2 \frac{RT}{p} \left[-\frac{1}{T} \frac{dT}{dz} + \frac{1}{p} \frac{dp}{dz} \right] - \mathcal{L} - \mathcal{H} - \gamma \rho g$$

a biorąc pod uwagę zależności $e = c_V T$ oraz $c_p = c_V + R$

$$\left(\frac{W}{A}\right) \left[c_p \frac{dT}{dz} - \frac{1}{\rho} \frac{dp}{dz} \right] = Q + \varphi$$

W powyższych równaniach przyjmowane są przybliżenia polegające na zaniedbaniu pochodnej ciśnienia wzdłuż osi z oraz dyssypacji φ . W normalnych warunkach eksploatacyjnych składniki te są znacznie mniejsze od składników pozostających w równaniach, a te wtedy upraszczają się następująco:

$$\frac{dp}{dz} = - \left(\frac{W}{A}\right)^2 \frac{R}{p} \frac{dT}{dz} - \mathcal{L} - \mathcal{H} - \gamma \rho g$$

$$\frac{W}{A} c_p \frac{dT}{dz} = Q$$

Składnik strat związanych z tarcie liczony jest następująco:

$$\mathcal{L} = \frac{4f}{D} \frac{\rho v^2}{2} = Q$$

gdzie f jest współczynnikiem tarcia Fanninga, a D jest średnicą hydrauliczną kanału chłodzenia:

$$D = \frac{4A}{p_f}$$

A jest tu powierzchnią przekroju kanału chłodzenia a p_f jego obwodem hydraulicznym.

Współczynnik Fanninga liczony jest jako funkcja eksponencjalna zależna od liczby Reynoldsa oraz stałych parametrów podanych w danych wejściowych. Liczba Reynoldsa liczona jest jako:

$$Re = \frac{\rho v D}{\mu}$$

gdzie μ jest zależną od temperatury lepkością dynamiczną.

Współczynnik $\mathcal{H}$ strat ciśnienia liczony jest następująco:

$$\mathcal{H} = K_{in} \frac{\rho v^2}{2} \delta(z) + \sum_j K(z) \frac{\rho v^2}{2} \delta(z - z_j) + K_{out} \frac{\rho v^2}{2} \delta(z - L)$$

gdzie $K_{in}, K(z), K_{out}$ są wprowadzanymi w danych wejściowych współczynnikami strat na wejściu, na łączeniach bloków i na wyjściu, natomiast $\delta(z)$ jest deltą Diraca.

Procedura obliczeniowa

Zakłada się, że model obejmuje n kanałów chłodzenia, a crossflow nie występuje. W takiej sytuacji danymi wejściowymi są:

temperatura chłodziwa na wejściu, T_{in}

ciśnienie na wejściu, p_{in}

całkowity przepływ W albo spadek ciśnienia Δp

Dla podanych danych wejściowych poszukujemy:

przepływów w kanałach chłodzenia, w_i

rozkładów temperatur w kanałach chłodzenia, $T_i(z)$

rozkładów ciśnień w kanałach chłodzenia, $p_i(z)$

spełniających odpowiednie równania zachowania:

$$\sum_{i=1}^n n_i w_i = W$$

$$\frac{w_i}{A_i} c_p \frac{dT_i}{dz} = Q_i, \text{ gdzie } i = 1, \dots, n$$

$$\frac{dp_i}{dz} = - \left(\frac{w_i}{A_i} \right)^2 \frac{RT_i}{2p_i} \left[\frac{4f_i}{D_i} + \frac{2}{p_i} \frac{dT_i}{dz} \right] - \mathcal{H}_i - \gamma \frac{p_i}{RT_i} g, \text{ gdzie } i = 1, \dots, n$$

Spełnione muszą być też warunki brzegowe:

$$p_{i,out} = p_{1,out} \text{ dla } i = 2, \dots, n$$

Warunek ten oznacza, że ciśnienia wyjściowe wszystkich kanałów chłodzenia muszą być takie same.

Podane wyżej równania pozwalają na zapisanie układu różnicowego równań. W celu jego rozwiązania każdy kanał jest dzielony na $m + 2$ interwałów aksjalnych:

interwał o długości L_{in} odpowiadający reflektorowi wejściowemu

n interwałów o długościach Δz w rdzeniu

interwał o długości L_{out} odpowiadający reflektorowi wyjściowemu

Wartości temperatur i ciśnień wyznaczane są w punktach podziału (punktach węzłowych). Natomiast dla każdego z przedziałów obliczane są temperatury średnie:

$$\bar{T}_{ij} = \frac{1}{2}(T_{i,j-1} + T_{i,j})$$

natomiast różnice temperatur wynoszą:

$$\Delta T_{ij} = T_{i,j} - T_{i,j-1}$$

Rozwiązanie układu różnicowego sprowadza się teraz do następującego zagadnienia:

dla danych T_{in} , p_{in} oraz W albo Δp należy znaleźć:

$$w_i, i = 1, \dots, n$$

$$T_{ij}, i = 1, \dots, n, j = 0, \dots, m$$

$$T_{i,out}, i = 1, \dots, n$$

$$p_{ij}, i = 1, \dots, n, j = 0, \dots, m$$

$$p_{i,out}, i = 1, \dots, n$$

$$T_{ij}, i = 1, \dots, n, j = 0, \dots, m$$

$$p_{1,out} \text{ albo } W$$

Wielkości te mają spełniać bilans przepływu:

$$\sum_{i=1}^n n_i w_i = W$$

W obszarze reflektora wejściowego temperatura nie ulega zmianie:

$$T_{io} = T_{in}, i = 1, \dots, n$$

a ciśnienie na wyjściu reflektora wynosi:

$$p_{io} = p_{in} - \left(\frac{w_i}{A_i}\right)^2 \frac{R T_{in}}{2p_{in}} \left[\frac{4f_{i,in}}{D_i} L_{in} + K_{i,in} \right] - \gamma \frac{p_{in}}{RT_{in}} g L_{in}; i = 1, \dots, n$$

W obszarze rdzenia:

$$\Delta T_{ij} = \frac{\bar{Q}_{ij} \Delta z A_i}{c_p w_i}, i = 1, \dots, n \quad j = 1, \dots, m$$

$$p_{io} = p_{in} - \left(\frac{w_i}{A_i} \right)^2 \frac{R}{2p_{i,j-1}} \left[\frac{4f_{i,j-1}}{D_i} \Delta z \bar{T}_{ij} + 2\Delta T_{ij} + K_{j-1} T_{i,j-1} \right] - \gamma \frac{p_{i,j-1}}{RT_{ij}} g \Delta z$$

dla $i = 1, \dots, n \quad j = 1, \dots, m$

W obszarze reaktora wyjściowego:

$$T_{i,out} = T_{im}, i = 1, \dots, n$$

$$p_{i,out} = p_{im} - \left(\frac{w_i}{A_i} \right)^2 \frac{R T_{im}}{2p_{im}} \left[\frac{4f_{i,im}}{D_i} L_{out} + K_{i,out} \right] - \gamma \frac{p_{im}}{RT_{im}} g L_{out}; \quad i = 1, \dots, n$$

przy warunkach brzegowych

$$p_{i,out} = p_{1,out} \text{ dla } i = 2, \dots, n$$

W ten sposób do rozwiązania jest układ $2nm + 5n$ równań, z którego wyznaczamy $2nm + 5n$ niewiadomych.

(I) 4. Metody optymalizacyjne

W trakcie prac projektowych realizowanych w ramach niniejszego projektu, pojawia się zagadnienie optymalizacji rdzenia reaktora. W związku z tym należy ustalić, na czym optymalizacje te mają polegać i jakie metody w ich przypadku powinny być stosowane.

Optymalizacja może odnosić się do różnych zagadnień, takich jak optymalizacja algorytmów, optymalizacja parametrów, optymalizacja procesów, optymalizacja wydajności czy optymalizacja kosztów. Do najczęściej używanych metod optymalizacyjnych zaliczyć można:

- Metody gradientowe
- Metodę poszukiwania lokalnego
- Metodę symulowanego wyżarzania
- Metody heurystyczne
- Algorytmy genetyczne
- Algorytmy ewolucyjne
- Optymalizację za pomocą sieci neuronowych
- Metodę Monte Carlo

Podstawowym pojęciem odnoszącym się do zagadnienia optymalizacyjnego jest funkcja celu, będąca przyjętą miarą podlegającą optymalizacji (na przykład koszt czy czas pracy na określonej ilości paliwa). W ogólności zagadnienia optymalizacyjne podzielić można na dwie podstawowe klasy:

- optymalizację statyczną, w przypadku której poszukuje się takiego punktu pracy, w którym wartość ustalonej funkcji celu jest najlepsza;
- optymalizację dynamiczną, w przypadku której poszukuje się takiego ciągu decyzji związanych z analizowanym procesem, dla którego wartość wybranego wskaźnika jakości zależnego od ciągu kolejnych decyzji (a który może być rozumiany jako funkcja celu) jest w określonym przedziale czasu najlepsza.

Jak widać, zagadnienie optymalizacyjne analizowane w ramach niniejszego projektu, jest typowym zagadnieniem optymalizacji statycznej. W takim

przypadku poszukuje się takich parametrów, dla których funkcja celu osiąga wartość ekstremalną. Wartość ta może być wartością lokalną albo globalną. W pierwszym przypadku poszukiwania odnoszą się do pewnego ograniczonego obszaru parametrów, zawierającego tylko jedno ekstremum. W drugim, poszukiwanie odbywa się w całej przestrzeni parametrów, w której występować może wiele ekstremów lokalnych. Zadanie poszukiwania ekstremum globalnego nie zawsze udaje się rozwiązać poprawnie, bo w wielu przypadkach procedura kończy się na znalezieniu izolowanego ekstremum lokalnego, a jej skuteczność zależy od wyboru odpowiedniego punktu startowego.

Metody gradientowe są jednymi z najpopularniejszych technik optymalizacyjnych odnoszących się do optymalizacji statycznych, a wśród ich najpopularniejszych wariantów wyróżnić można:

- Metodę gradientu prostego, polegającą na iteracyjnym aktualizowaniu rozwiązania w kierunku przeciwnym do gradientu funkcji celu, prowadzącym do zmniejszenia jej wartości. Metoda ta jest dość prosta, ale może być wolna, szczególnie w przypadku funkcji z dużą liczbą parametrów albo kiedy funkcja celu posiada wiele ekstremów lokalnych.
- Metodę gradientu sprzężonego, wykorzystującą kierunki sprzężone do przyspieszenia zbieżności. Jest ona skuteczna wtedy, gdy kierunki sprzężone są znane, a jej ograniczenia są podobne do ograniczeń metody poprzedniej.
- Metodę stochastycznego spadku gradientu, stosowaną w przypadku dużych zbiorów danych, gdzie obliczenie gradientu dla całego zestawu danych jest kosztowne. Zamiast tego, gradient jest obliczany na podstawie losowego podzbioru danych. Metoda ta często używana jest w połączeniu z metodami opartymi na sieciach neuronowych.
- Metodę Newtona, wykorzystującą informacje o drugiej pochodnej funkcji celu, w celu aktualizowania kandydatów na rozwiązania. Jest ona znacznie szybsza od metody gradientu prostego, ale może być stosowana tylko tam, gdzie znane są drugie pochodne funkcji celu.
- Metodę quasi-Newtona, stanowiącą uogólnienie metody poprzedniej, ale opierającą się na przybliżaniu drugich pochodnych funkcji celu. Podobnie jak

poprzednia, może być stosowana tylko tam, gdzie takie przybliżenia są możliwe.

W ramach przeglądu literatury odnoszącej się do metod optymalizacyjnych, ze szczególnym uwzględnieniem optymalizacji statycznej, wymienić można następujące pozycje:

- "A Review of Optimization Techniques in Engineering Designs", Rao, S.S. - Przegląd różnych technik optymalizacji stosowanych w inżynierii, w tym metody gradientowe, algorytmy genetyczne, metody optymalizacji lokalnej i globalnej, oraz ich praktyczne zastosowania;
- "Optimization of dynamic systems", Agrawal, S.K., Fabien, B.C. - Szczegółowy opis metod statycznych, dynamicznych, a także systemy o wielu stopniach swobody;
- "Nonlinear Programming: Theory and Algorithms", Avriel, M. - Opis teorii i algorytmów stosowanych w optymalizacji nieliniowej, która jest często używana w optymalizacji statycznej;
- "Convex Optimization", Boyd, S., Vandenberghe, L. - Klasyczna pozycja w dziedzinie optymalizacji wypukłej, często używanej w optymalizacji statycznej.
- "Optymalizacja. Wybrane metody z przykładami", Kusiak, J., Danielewska-Tułęcka, A., Oprocha, P. - Podręcznik przedstawia najczęściej używane metody optymalizacji liniowej i nieliniowej.
- "Metody optymalizacji", Lisowski, J. - Podręcznik przedstawia opis kilkudziesięciu najczęściej używanych metod optymalizacji. W grupie metod optymalizacji statycznej wyróżniono metody: bez ograniczeń i z ograniczeniami, gradientowe i bezgradientowe oraz heurystyczne.

(I) 4.1. Zastosowana procedura optymalizacyjna

Wybór właściwej procedury optymalizacyjnej dla konkretnego zagadnienia jest zależny wielu czynników, często nie znanych a priori zanim nie wykona się serii obliczeń wstępnych, które pozwolą na określenie jaki kształt przybierają zarówno funkcja celu jak i funkcje ograniczające. Ogólna postać analityczna funkcji celu oraz ograniczeń nie istnieje, co powoduje nieprzydatność tych metod

optymalizacyjnych, które są oparte o parametryczne postać funkcji (jak popularne metody simplex). W naszym przypadku dysponujemy jedynie podejściem opartym o wybrze punktu położenia funkcji w wielowymiarowej przestrzeni fazowej wyznaczanej przez zmienne decyzyjne oraz wyliczenia wartości funkcji celu oraz funkcji ograniczających w tym punkcie. Możemy także w otoczeniu punktu położenia wyliczyć aproksymacje wektorów gradientów wykorzystywanych funkcji, poprzez wyliczanie ilorazów różnicowych w otoczeniu punktów. Bazują na tym metody gradientowe. W teorii można wykorzystać algorytmy tego typu np. oparte o metodę gradientu zredukowanego, gdzie po wyliczeniu wektorów gradientów (dla każdej funkcji osobny wektor) i wyznaczeniu w oparciu o odpowiednią formułę takiego kierunku marszu w przestrzeni fazowej który najkrótszą drogą zmierza do obszaru przestrzeni fazowej zmiennych decyzyjnych w którym spełnione są warunki narzucone równaniami lub nierównościami ograniczającymi, a następnie wyznaczaniu drogi do osiągnięcia maksimum funkcji celu. Takie podejście nie wymaga zrozumienia reguł rządzących przebiegami funkcji celu oraz ograniczeń, ale pociąga za sobą dużą liczbę koniecznych wyliczeń wymaganych funkcji, gdyż gradienty na ogół nie są stałe a granice obszary spełnienia warunków ograniczających mogą być często przekraczane co pociąga konieczność modyfikacji kierunku marszu. Zasadniczym problem w tym podejściu jest wymiar przestrzeni fazowej zmiennych decyzyjnych. Każdy dodatkowy wymiar oznacza dodatkowy punkt obliczeniowy a ograniczenie liczby zmiennych decyzyjnych może prowadzić do metodycznego ograniczenia maksymalnej wartości funkcji celu. Wynika to z faktu, że głównym ograniczeniem optymalizacji jest lokalny poziom wypalenia paliwa (40 MWd/kg_{HM}) a efektywność wypalenia paliwa mierzona wartością FIFA (stosunek liczby rozszczepień do początkowej liczby atomów rozszczepialnych, tj. U235) wyładowanego paliwa jest wielkością uśrednioną po całym rdzeniu, gdzie rdzeń o jednorodnych dystrybucjach paliwa oraz trucizn wypalających charakteryzuje się wysokimi współczynnikami szczytowymi mocy, co potwierdzają wyniki obliczeń uzyskane dla konfiguracji początkowych.

W przypadku optymalizacji rdzenia reaktora, parametrami wpływającymi na wydajność wypalania będą zarówno rozkłady przestrzenne paliwa, lokalizacje i składy trucizn wypalanych, jak również przyjęte przebiegi cyklu paliwowego. Jest oczywiście bardzo istotne, czy wypalanie ma następować w jednym cyklu bez przeładunku, a jeśli przeładunek jest dopuszczalny to jaki (osiowy/radialny) oraz

ile może być przeładunków w cyklu. Nawet dla cyklu pełnego przeładunku czas potrzebny do obliczeń wartości funkcji w jednym punkcie z akceptowalną precyzją obliczeń z wykorzystaniem obliczeń równoległych na 348 rdzeniach superkomputera ARES z centrum CYFRONET w Krakowie wymaga około 12 godzin samych obliczeń. Obliczenia cyklu paliwowego reaktora HTR muszą uwzględniać dużą liczbę nuklidów – szczególnie produktów rozszczepienia by właściwie wyliczyć rosnącą z wypaleniem absorpcję neutronów. Przestrzeń fazowa zmiennych decyzyjnych tworzona jest przez podlegające dopasowaniu parametry rdzenia, z których najbardziej liczne to przestrzennie zależne: wzbogacenie paliwa, upakowanie TRISO oraz zawartość trucizn wypalających. Powoduje to, że wymiar przestrzeni fazowej może liczyć nawet kilkaset parametrów, a wartość minimalna (dla silnie skorelowanych przestrzeni rozkładów) liczby stopni swobody przestrzeni fazowej zawiera się w zakresie od 20 do 100. Ze względu na dużą ilość parametrów – w szczególności odnoszących się do przestrzennych i materiałowych rozkładów paliwa, znalezienie ekstremum globalnego jest zadaniem trudnym i wymagającym dużej mocy obliczeniowej, bowiem symulowane być powinny różne ewolucje paliwa, rozpoczynające się od różnych punktów startowych (tj. początkowych rozkładów paliwa). Dlatego gradientowe metody (oparte na bezpośredniej estymacji gradientów funkcji) wymagałyby obliczeń rozciągniętych na wiele miesięcy rzeczywistego czasu komputerowego, co uniemożliwi ich bieżące obecne zastosowanie.

Przyjęta optymalizacja bazuje na podejściu heurystycznym z wykorzystaniem elementów algorytmów genetycznych. Polega ona na dochodzeniu do punktu optymalnego poprzez wyznaczanie kierunków marszu w oparciu o analizę fizyczną charakterystyk pracy reaktora dla wybranych punktów przestrzeni fazowej. W analizie fizycznej badane są zależności pomiędzy wartościami zmiennych decyzyjnych a zmianami funkcji celu oraz funkcji ograniczających. Na tej podstawie wybierane są te kierunki marszu które w założeniu, prowadzą do pożądanых zmian funkcji. Wykonane obliczenia weryfikują stawiane tezy oraz prowadzą do analiz w następnym kroku. W konsekwencji kierunek marszu może być utrzymany lub modyfikowany, ewentualnie całkowicie porzucony, w sytuacji, gdy teza nie zostaje potwierdzona w wynikach obliczeń.

(I) 4.2. Definicje procesu optymalizacji

4.2.1. Przestrzeń zmiennych decyzyjnych

Optymalizacja rdzenia reaktora POLA prowadzona jest w przestrzeni zmiennych decyzyjnych o następującej strukturze:

- *Paliwo reaktora*

Rozmieszczenie paliwa reaktora zdefiniowane jest poprzez przestrzenne rozkłady:

- ◇ *Wzbogacenia paliwa jako procentowy udział liczby atomów uranu rozszczepialnego do całkowitej liczby atomów uranu.*
- ◇ *Upakowania cząsteczek paliwowych TRISO w kompakcie paliwowym wyrażony w procentach objętości zajmowanej przez cząsteczki TRISO w stosunku do objętości kompaktu.*

Struktura przestrzenna zarówno wzbogacenia jak i upakowania jest taka sama, ale zmienne są niezależne. Zdefiniowana struktura to:

6 stref osiowych odpowiadających liczbie warstw bloków paliwowych;

7 stref radialnych odpowiadających podziałowi rdzenia paliwowego na strefy wypalania;

Maksymalna liczba zmiennych decyzyjnych upakowania równa jest podwójnej liczbie stref tj. 84.

- *Zawartość boru w prętach z truciznami wypalającymi (burnable poison rod - BPR) się wyrażona stosunkiem masy boru do masy elementu pręta BPR*

Struktura przestrzenna to:

12 stref osiowych odpowiadających przyjętemu podziałowi osiowemu prętów BPR;

7 stref radialnych odpowiadających liczbie grup prętów BPR wypracowanych we wcześniejszych badaniach badawczego reaktora HTR o strukturze geometrycznej tożsamej z reaktorem POLA;

Maksymalna liczba zmiennych decyzyjnych upakowania równa jest liczbie stref BPR tj. 84.

4.2.2. Funkcja celu

Zdefiniowana funkcja celu to stosunek liczby rozszczepień do początkowej liczby atomów rozszczepialnych (*fissions per initial fissile atoms* – FIFA) w całym rdzeniu reaktora wyznaczona dla wyładowanego paliwa po czasie pracy, gdy spełnione są narzucone ograniczenia.

4.2.3. Funkcje ograniczające

Zdefiniowane funkcje ograniczające to

- *Dodatni zapas reaktywności w trakcie pracy reaktora:*

$keff_CR_out(t) > 1.0$; dla $t \in (0, t_B)$ gdzie t_B jest czasem pracy reaktora.

- *Lokalne wypalenie paliwa $B(z,r)$ nieprzekraczające limitu wypalenia:*

$$B(z,r) \leq 40 \text{ MWd/kg_HM}$$

O ile powyższy warunek będzie spełniony dla wypaleń mniejszych od limitu to ze względów ekonomicznych by średnie wypalenie paliwa było jak najbliższe limitowi.

$$B_{SR} \sim 40 \text{ MWd/kg_HM}$$

Nie jest to funkcja celu, jako że dopuszczalne jest w optymalizacji zdefiniowanie tylko jedna funkcji celu, ale warunek ten możemy traktować w naszym heurystycznym algorytmie jako dodatkowy czynnik decyzyjny.

- *Lokalna temperatura paliwa*

Dodatkowe narzucone warunki ograniczające wiążą się z temperaturą paliwa w czasie pracy. Przyjmujemy, że temperatura paliwa:

$$T_{\text{fuel}}(z,r) < 1300 \text{ K dla każdego położenia } (z,r)$$

Warunek ten nie jest krytyczny w tym sensie, że jego przekroczenie oznacza bezwarunkowe wejście w stan awarii paliwa lub do konieczności wyłączenia reaktora, ale pojawianie się istotnych odchyłeń temperatury od wartości średniej prowadzi do zmniejszenia marginesu temperatury paliwa w czasie przebiegu awarii utraty chłodzenia. Dodatkowo, niekorzystnie wpływa na wartość funkcji celu którą maksymalizujemy.

(I) 4.3. Charakterystyka procesu optymalizacji reaktora POLA

Dochodzenie do punktu optymalnego w przypadku reaktora POLA przebiegała w następujących opisanych poniżej fazach, w których badane konfiguracje były stopniowo uszczegóławiane a modele obliczeniowe doprecyzowywane. Na początku stosowane były modele o mniejszej liczbie stopni swobody np. poprzez stosowanie jednorodnych dystrybucji materiałów, a modele obliczeniowe były uproszczone w zakresie modelowania regulacji reaktywności. Wiązało się to z mniejszymi wymaganiami odnośnie do czasu obliczeń dla takich rozwiązań a były

one wystarczające do zrozumienia charakteru zmienności przebiegu funkcji celu oraz ograniczeń a co za tym idzie eliminacji kierunków marszu w przestrzeni fazowej nie dających szansy na osiągnięcie zamierzonego celu.

4.3.1. Obliczenia początkowe

Proces optymalizacji rozpoczął się od scharakteryzowania konfiguracji jednorodnej zdefiniowanej na wstępie przez zespół NCBJ której główne parametry to:

- upakowanie paliwa TRISO 30%,
- wzbogacenie paliwa 10%.

Ponieważ tak zdefiniowany rdzeń w zdefiniowanym systemie prętów sterujących nie mógł być utrzymany w reżimie wymaganej reaktywności, pierwsze dopasowanie doboru poziomu truczyn wypalających w rozkładzie jednorodnym, aby reaktor mógł wykonać cykl pracy w stanie krytycznym. Tak uzyskana konfiguracja następnie podlegała doborowi schematu regulacji zanurzenia prętów sterujących, aby wyliczyć charakterystyki podczas pracy w stanie krytycznym.

Po wykonaniu analiz konfiguracji jednorodnej przeszliśmy do określenia konfiguracji wyjściowej. Poprzez wykonanie szeregu definicji nowych konfiguracji przy zmienionym wzbogaceniu oraz upakowaniu poszukiwaliśmy takiej kombinacji upakowania, wzbogacenia oraz truczyn w jednorodnych rozkładach, dla których funkcja celu się zwiększała. Wyraźna tendencja wzrostu efektywności paliwowej osiągana jest przy niższych wartościach upakowania oraz wzbogacenia. Jednak niekorzystnym zjawiskiem jest wtedy wcześniejszy spadek zapasu reaktywności i krótsze czasy pracy reaktora co ostatecznie przyczynia się do zmniejszenia osiągalnego wypalenia paliwa, a przez co prowadzić może do nieakceptowalnej sytuacji polegającej na zbyt częstym przeładunku reaktora. Jednorodne rozkłady prowadzą do powstawania silnych pików gęstości mocy w warstwie graniczącej z reflektorem, dlatego następnym krokiem było zwiększenie koncentracji truczyn wypalających się w pobliżu reflektora oraz części środkowej (kolumny centralnej) w oparciu o doświadczenia z analiz we wcześniejszych badaniach reaktorów HTR podobnej konfiguracji. Ponownie jak przy konfiguracji jednorodnej dokonano

doboru schematu regulacji zanurzenia prętów sterujących, aby wyliczyć charakterystyki podczas pracy w stanie krytycznym.

W ten sposób uzyskana została konfiguracja wyjściowa od której prowadzony jest główny etap procesu optymalizacji ze zwiększanym uszczegółowieniem konfiguracji i jednocześnie zwiększaną liczbę stopni swobody przestrzeni fazowej zmiennych decyzyjnych. Każda nowa konfiguracja podlega analizie fizycznej charakterystyce, określeniu trendów zmian funkcji celu, ograniczeń oraz warunków pomocniczych. Służy to wyznaczaniu kierunków marszu w oparciu o analizę fizyczną charakterystyk pracy reaktora dla wybranych punktów przestrzeni fazowej. W analizie fizycznej badane są zależności pomiędzy wartościami zmiennych decyzyjnych a zmianami funkcji celu oraz funkcji ograniczających. Na tej podstawie wybierane są te kierunki marszu które w założeniu, prowadzą do pożądanych zmian funkcji. Wykonane obliczenia weryfikują stawiane tezy oraz prowadzą do analiz w następnym kroku. W konsekwencji kierunek marszu może być utrzymany lub modyfikowany, ewentualnie całkowicie porzucony, w sytuacji, gdy teza nie zostaje potwierdzona w wynikach obliczeń. W tym etapie główny wysiłek wydatkowany jest na dokonywanie zmian w rozkładach wzbogacenia, upakowania oraz koncentracji trucizn, które prowadzą do zmniejszenia pików mocy. Ze względu na małe rozmiary reaktora i wynikająca z tego zwiększona ucieczka neutronów, reaktor POLA wykazuje tendencję do stosunkowo szybkiej utraty zapasu reaktywności. Powoduje to, że w celu osiągnięcia najbardziej zbliżonego do limit poziomu średniego wypalenia paliwa zwiększamy zawartość uranu rozszczepialnego z kontrolą jego rozkładu by okres pracy przekraczał 600 dni (dni pracy z pełną mocą) co realnie pozwala na przeładunek co 2 lata.

Rozdział II Założenia projektowe oraz główne specyfikacje reaktora badawczego HTGR - POLA

(II) 1. Wstęp

Główne uwarunkowania bezpieczeństwa:

- utrzymanie maksymalnej temperatury paliwa w trakcie awarii utraty chłodzenia na najniższym poziomie – zapewniającym szeroki margines poniżej temperatury zachowania integralności mikrokapsulek TRISO tj. 1600 °C;
- utrzymanie maksymalnej temperatury zbiornika reaktora w przebiegu awarii utraty chłodzenia na poziomie zapewniającym zachowanie integralności mechanicznej zbiornika tj. poniżej 500 °C.
- wyprofilowanie osiowe mocy w sposób powiększający gęstość mocy w strefie górnej oraz środkowej a zmniejszający ją w strefie dolnej;
- wyrównanie radialne rozkładu mocy reaktora;
- zwiększenie stopnia wykorzystania paliwa mierzonego stosunkiem współczynnika rozszczepień (FIFA) do początkowej liczby atomów rozszczepialnych.

Ze względu na przepływ chłodziwa przez rdzeń od góry do dołu, zwiększenie gęstości mocy u góry ma korzystny wpływ na kształtowanie się rozkładu temperatury w przebiegu awarii utraty chłodzenia.

Pewnym czynnikiem niekorzystnym na możliwość zwiększenia gęstości mocy reaktora na górze jest zanurzenie prętów kontrolnych. Aby ten czynnik zminimalizować preferowane będą płytkie poziome zanurzenia prętów sterujących.

Zwiększenie stopnia wykorzystania paliwa jest pożądane ze względów zarówno ekonomicznych jak i ekologicznych. Korzyści ekonomiczne to zarówno zmniejszenie kosztów zakupu surowca – uranu, fabrykacji paliwa, ale także kosztów związanych z postępowaniem z paliwem wypalonym. Z dotychczasowych analiz numerycznych efektywności paliwowej reaktorów HTGR wynika, że najkorzystniejsze wyniki uzyskuje się dla wysokich wzbogaceń paliwa oraz niskich upakowań TRISO. Utrudnieniem w stosowaniu wysokiego wzbogacenia paliwa oraz jego najpełniejsze wykorzystanie jest konieczność osiągnięcia wysokiego wypalenia

paliwa mierzonego w jednostkach MWd/kg_{HM} co przypadku reaktora POLA jest ograniczone na dziś limitem wypalenia 40 MWd/kg_{HM}.

(II) 2. Określenie głównych parametrów reaktora badawczego HTGR POLA z blokami Fort St Vrain

A. Struktura rdzenia (liczba kolumn i warstw bloków paliwowych oraz reflektora)

Rdzeń reaktor POLA wypełnia 19 kolumn paliwowych składających się z 6 warstw bloków każdy o wysokości 60 cm. Daje to wysokość rdzenia 360 cm.

B. Struktura bloku paliwowego (liczba i struktura prętów paliwowych, liczba prętów z truciznami wypalającymi się, liczba i struktura kanałów chłodzenia)

Struktura bloku paliwowego jest zasadniczo ściśle określona i dobrze umocowana, ponieważ nie została zmieniona od czasów reaktora FSV, co ma znaczenie walidacyjne. Taka konfiguracja była skutecznie chłodzona i nie prowadziła do istotnych przegrzań skutkujących uwolnieniami produktów rozszczepienia, co potwierdza bezproblemowa rozbiórka reaktora. Przyjęta wtedy struktura bloku paliwowego używana jest powszechnie w konfiguracjach reaktorów HTGR, opracowanych przez General Atomics (GA) - Gas Turbine-Modular Helium Reactor oraz Prismatic Modular High Temperature Gas Cooled Reactor. Identyczną konfigurację zaadoptowały FRAMATOM/AREVA oraz europejskie projekty GEMINI+ oraz PUMA. przy czym zostały wykorzystane bloki na pręty kontrolne o mniejszej średnicy otworu. Dobór trucizn wypalających polegać będzie na doborze ich koncentracji w zależności od struktury paliwowej prętów oraz sprawdzeniu skuteczności oraz celowości ich zastosowania.

C. Liczba stref wzbogacenia oraz schemat podziału rdzenia na strefy wzbogacenia;

Dla strategii częściowego przeładunku zakładamy jednorodne wzbogacenie przy przeładunku. W rdzeniach początkowych (załadowanych w całości świeżym

paliwem) wprowadzamy obniżone upakowane tych stref w których paliwo będzie przekładane po częściowym przeładunku. Dobór upakowania prowadzony jest w celu uzyskania rozkładu mocy zbliżonego do rozkładu mocy w reaktorze z kompozycja równowagową (po kilku przeładunkach)

D. System kompensacji reaktywności (rozmieszczenie prętów regulujących, ich specyfikacja oraz sposób regulacji);

- Pręty sterujące zostaną umiejscowione w reflektorze;
- 12 prętów sterujących zostanie podzielonych na dwie sekcje, ale w standardowym przypadku wsuwane i wysuwane są jednocześnie; Pełnią one jednocześnie role prętów kompensacyjnych oraz sterujących mocą.
- System awaryjnego wyłączania RSC umiejscowiony w reflektorze
- Sekcja 6 prętów rozruchowych umiejscowiona jest wewnątrz aktywnego rdzenia. W czasie pracy wszystkie są wysunięte.
- Dolna granica prętów regulujących oraz RSC w stanie całkowitego wysunięcia znajduje się 20 cm powyżej górnej krawędzi bloków paliwowych najbardziej górnej warstwy;

Trucizny wypalające się zostaną użyte przede wszystkim w celu utrzymanie reaktywności w granicach marginesu operacyjnego oraz wyrównania rozkładu mocy w kolumnach paliwowych.

E. Strategia przeładunku paliwa oraz jego tasowania.

- Dla limitu wypalenie 40MWd/kg_MH podstawową strategią przeładunku jest przeładunek całego rdzenia. Opcjonalne można przyjąć strategię przeładunku dwustopniowego. W tym przypadku świeże paliwo ładowane jest do górnych warstw, paliwo z dolnych warstw jest wyładowywane i zastąpione paliwem częściowo wypalonym. Wypalone paliwo jest przesuwane w dół o stałą liczbę warstw 3 warstw.

Tabela II-1 przedstawia główne założenia projektowe bloku paliwowego rdzenia stosowane w obecnej analizie

Tabela II-1. Parametry bloku paliwowego w reaktorze HTGR-POLA

Bloki w rdzeniu	
Liczba warstw bloków	6
Liczba kolumn paliwowych	19
Liczba kolumn paliwowych w ringach 0/1/2	1/6/12
Kanały systemu awaryjnego wyłączania RSC – w reflektorze (pierścień 3)	6
Pręty kontrolne – w reflektorze (pierścień 3)	12
Pręty startowe – w rdzeniu (pierścień 2)	6
Blok Paliwowy	
Apotema [cm]	18
Apotema z uwzględnieniem przestrzeni między blokami [cm]	18,1
Wysokość [cm]	60
Ilość kanałów chłodzących w bloku– bez CR	108
– z CR	89
Promień kanału chłodzącego [cm]	0,80
Okres siatki (pitch) [cm]	1,88
Promień otworu na pręt kontrolny [cm]	6,5
Promień kanału paliwowego [cm]	0,635
Otwory paliwowe w bloku – bez CR	216
– z CR	182
Kompakt	
Promień [cm]	0,6225
Wysokość [cm]	5
Upakowanie [%]	8-30 [%]

Tabela II-2 przedstawia zdefiniowane parametry cząsteczki paliwa TRISO.

Tabela II-2. Parametry paliwa TRISO.

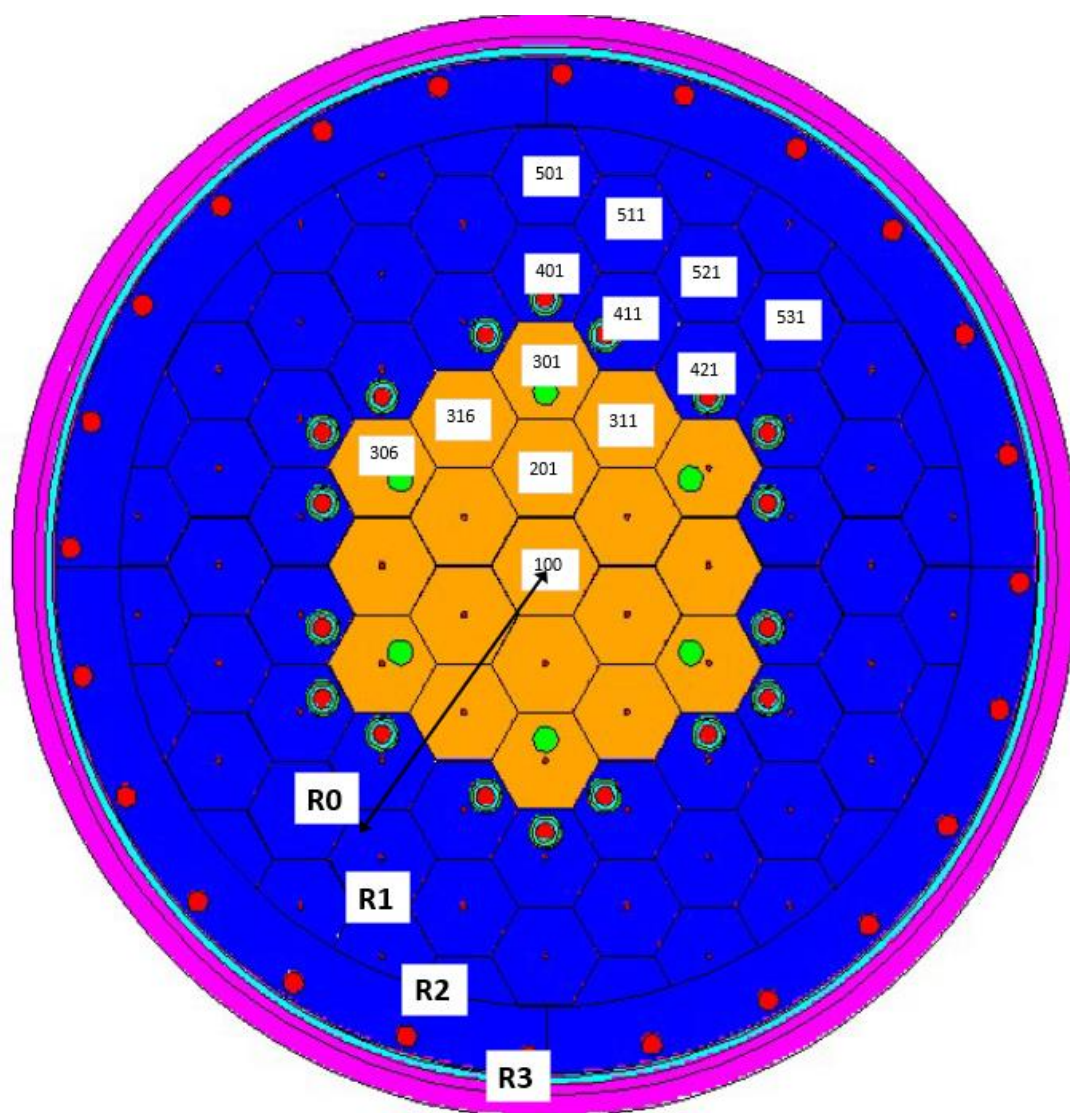
TRISO	Wymiar [μm]	Gęstość [g/cm ³]	Promień [μm]
Jądro UO ₂	600 (Średnica)	10,42	300
BPC	60 (grubość)	1,05	360
IPyC	30 (grubość)	1,9	390
SiC	25 (grubość)	3,18	415
OPyC	45 (grubość)	1,9	460

Specyfikacja systemów kontrolnych przedstawiona jest w Tabeli II-3.

Tabela II-3. Parametry prętów kontrolnych (CR) oraz truzn wypalających się (BP)

Pręty z BP	
Budowa pręta: cylindryczne pręty grafitowe z domieszkami materiału BP	
Promień pręta [cm]	0,5715
Długość pręta BP [cm]	55
Materiał BP w matrycy grafitowej / gęstość [g/cm ³]	B4C / 7,42
Założona gęstość z matrycą grafitową [g/cm ³]	1,8
Pręty kontrolne - model referencyjny (GA)	
Budowa pręta: cylindryczne pierścienie z grafitu oraz B4C	
Promień wewnętrzny pręta [cm]	2,3
Promień zewnętrzny rękawa grafitowego [cm]	3,8
Promień zewnętrzny pręta [cm]	5,0
Grubość rękawa elementu absorbującego [cm]	1,2
Długość pręta [cm]	560
Materiał absorbentu/gęstość referencyjna [g/cm ³]	B4C / 1,2864
Gęstość grafitu NBG-25 [g/cm ³]	1,81

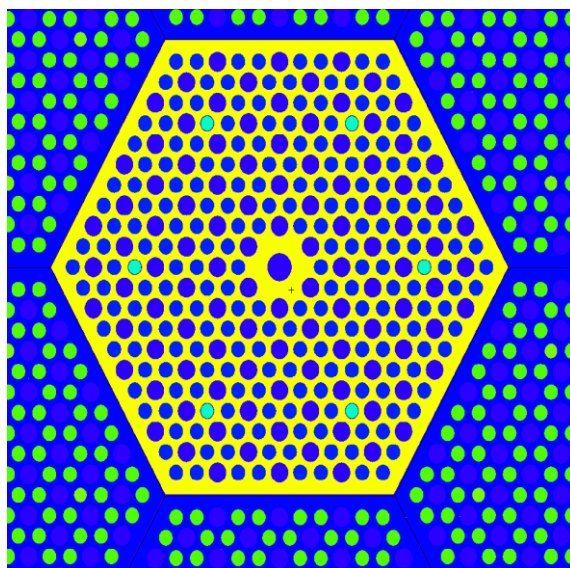
Model geometryczny wprowadził uproszczenia modelu numerycznego w definiowaniu geometrii reflektora z bloków grafitowych na pierścienie, zachowując całkowitą masę grafitu. Wpływu na neutronikę ta zmiana nie wprowadza. W modelu numerycznym zostały wprowadzone podziały na strefy wypalania w strukturze niezależnej od podziału blokami. Ogólny przekrój reaktora przedstawia Rysunek II-1 z oznaczeniem numerów bloków.



Rysunek II-1. Przekrój modelu rdzenia reaktora badawczego HTGR-POLA

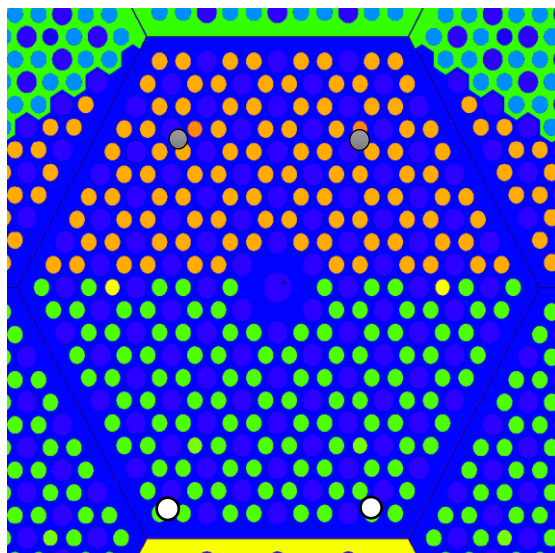
Kolejny rysunek przedstawia przekroje bloków paliwowych z podziałem na strefy wypalania. Kolumny bloków oznaczona są numerami identyfikującymi w

opisach danych poprzez numer *uniwersum* (u). Rysunek II-2 przedstawia blok centralny ($u=100$) gdzie kolorem zielonym zaznaczono 6 prętów BPR 1-ej strefy. Blok centralny wypełniony jest paliwem strefy 1-szej.



Rysunek II-2. Przekrój bloku centralnego.

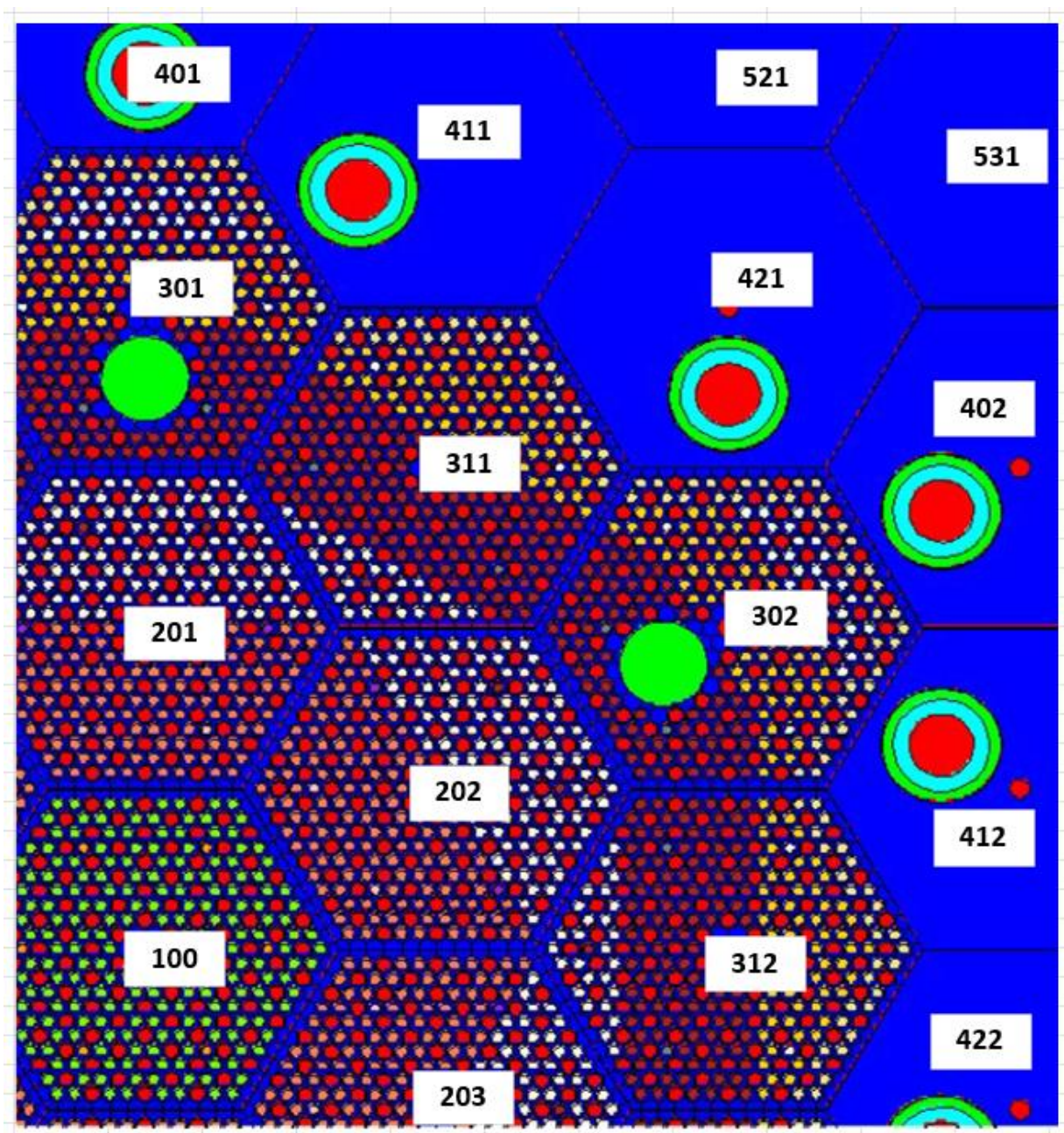
Rysunek II-3 przedstawia blok 1-go pierścienia ($u=201$) gdzie 6 prętów BPR (po 2) stref 2-ej, 3-ej i 4-ej zaznaczono kolorami białym, żółtym i czarnym odpowiednio. Blok wypełniony jest paliwem strefy 2-ej oraz 3-ej.



Rysunek II-3. Przekrój heksagonalnego bloku paliwowego pierwszego pierścienia.

Rysunek II-4 przedstawia wycinek ćwiartki rdzenia widocznym podziałem na strefy wypalania. Widoczne na wycinku bloki paliwowe pełne to oznaczone:

u=100, u=201, u=202, u=203, u=311. Bloki z otworem na pręty startowe to: u=301, u=302. Bloki reflektora z prętami sterującymi to: u=411, u=421, u=412, u=422. Bloki reflektora z otworem na RSC zawierający kanał na system awaryjnego wyłączania to u=401 i u=402.



Rysunek II-4. Przekrój heksagonalnego bloku paliwowego pierwszego pierścienia.

Rozdział III Konfiguracja początkowe reaktora badawczego HTGR -POLA

(III) 1. Specyfikacja konfiguracji jednorodnej

(III) 1.1. *Główne parametry konfiguracji jednorodnej*

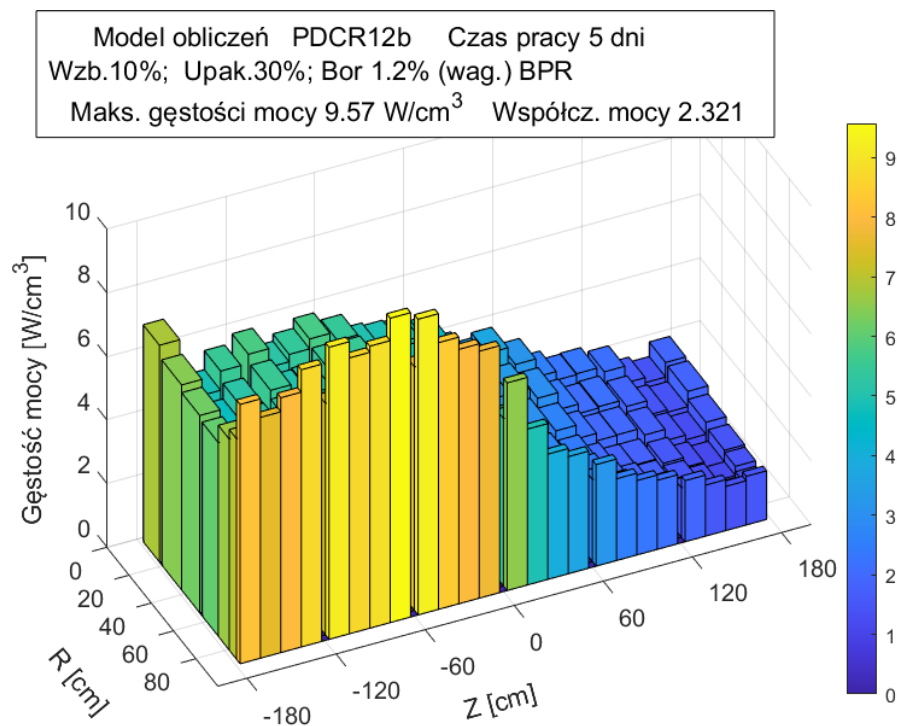
Konfiguracja jednorodna rdzenia reaktora POLA posiada jednolite wzbogacenie upakowanie oraz koncentrację truczyn wypalających się. Jedynie koncentracja truczyn wypalających się jest silnie zwiększona przy granicy z reflektorem by zmniejszyć zwiększoną gęstość mocy w tych okolicach.

Tabela III-1. Główne parametry konfiguracji jednorodnej

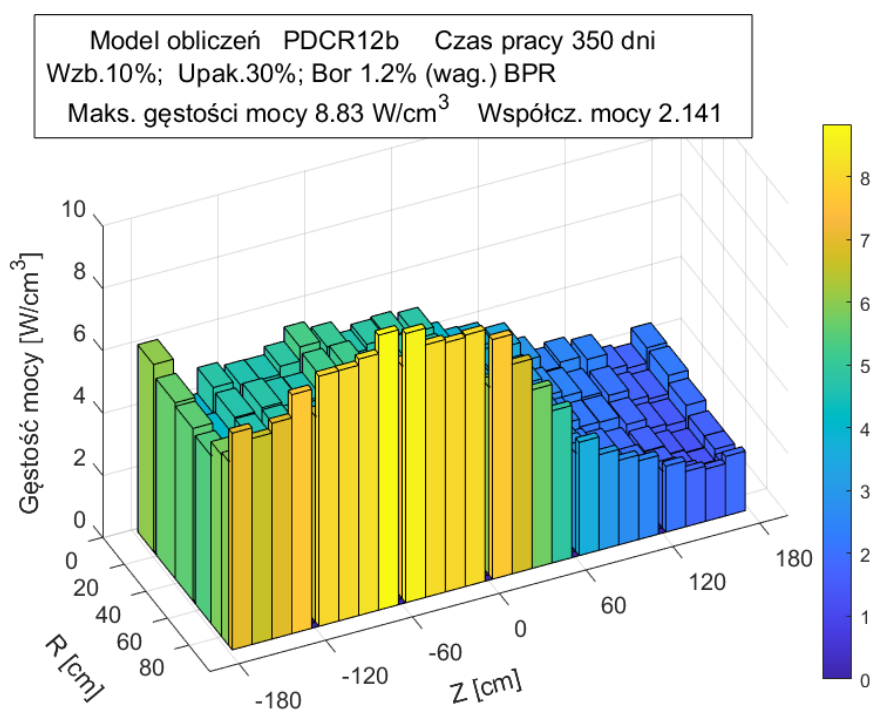
Oznaczenie modelu	PDCR12b
Upakowanie TRISO	30%
Wzbogacenie paliwa	10%
Wagowa koncentracja boru w BPR	1.2%

(III) 1.2. *Charakterystyki neutronowe konfiguracji jednorodnej*

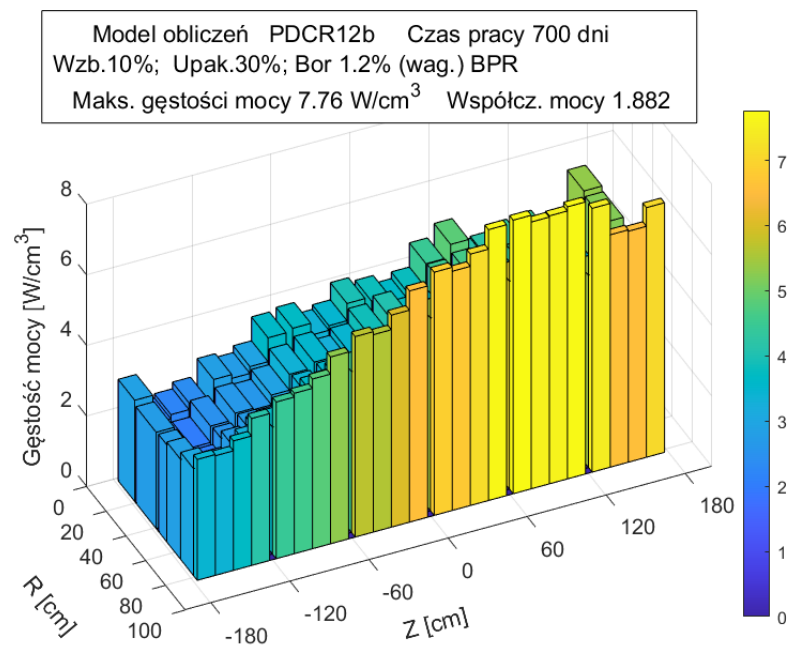
Jednorodne rozkłady paliwa oraz truczyn prowadzą do występowania lokalnych szczytów mocy oraz wypalania co jest bezpośrednio manifestowane przez duże współczynniki szczytowe. Proces ten jest przedstawiony na rysunkach. Rysunek III-1 przedstawia rozkład gęstości mocy po 5 dniach pracy, gdy koncentracja Xe135 zbliża się do swojej równowagi. Obserwujemy tutaj znacząco zwiększoną gęstość mocy na dole rdzenia podobnie jak w początkowych okresach cyklu, co przedstawia Rysunek III-2. Od około połowy cyklu szczyt mocy zaczyna przesuwać się ku górze, ale podwyższona gęstość mocy na granicy z reflektorem utrzymuje się przez cały okres pracy aż do końca cyklu co pokazują Rysunek III-3 oraz Rysunek III-4.



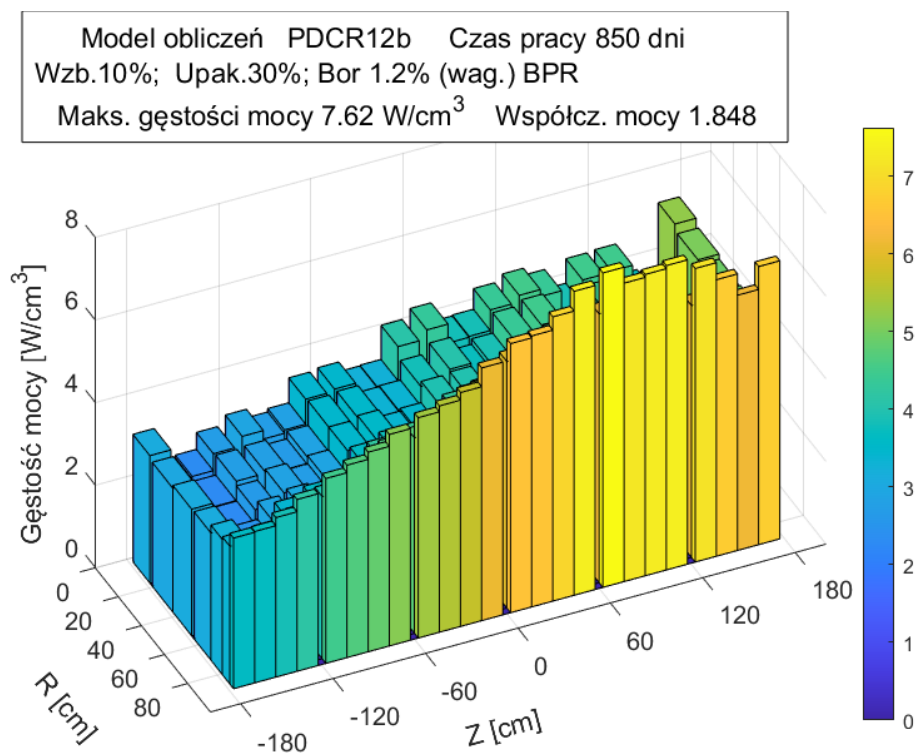
Rysunek III-1. Rozkład mocy po 5 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.



Rysunek III-2. Rozkład mocy po 350 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.

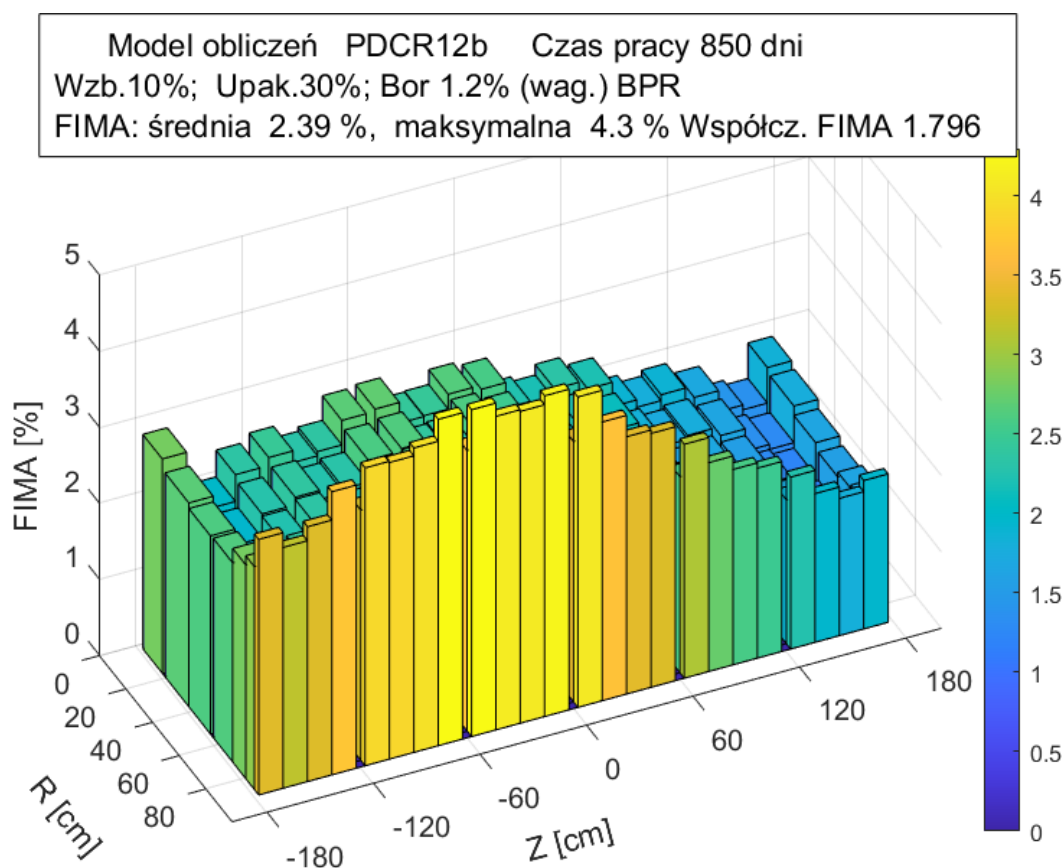


Rysunek III-3. Rozkład mocy po 700 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.



Rysunek III-4. Rozkład mocy po 850 dniach (EOC) pracy konfiguracji jednorodnej.

Przekłada się to na końcowy rozkład FIMA co pokazuje Rysunek III-5. O ile w wewnętrznej części rdzenia rozkład wypalenie ulega pewnemu wyrównaniu to jednak regiony przyległe do reflektora, szczególnie na wysokości środka reaktora są znacznie podniesione, na co wskazuje wysoki współczynnik szczytowy FIMA wynoszący 1.796.



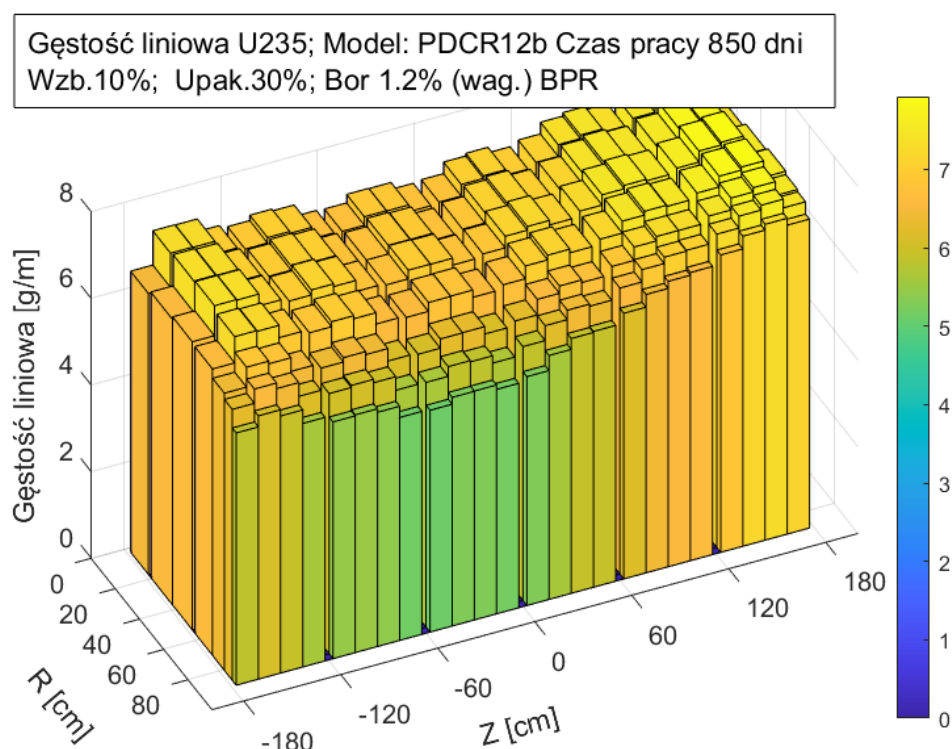
Rysunek III-5. Rozkład FIMA po 850 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.

Zjawisko to ma też odbicie w rozkładzie masy U235 na koniec cyklu co przedstawia Rysunek III-6. Widzimy dużo większy ubytek rozszczepialnego izotopu na granicy z reflektorem.

(III) 1.3. Podsumowanie efektywności cyklu

Tabela III-2 przedstawia podsumowanie przebiegu cyklu. W tym przypadku został osiągnięty limit wypalenia, ale z powodu wysokiego szczytowego współczynnika wypalenia. Także szczytowe współczynniki mocy są wysokie przez cały cykl przekraczając często 2. Pod koniec cyklu szczytowy współczynnik mocy

się obniża, ale szczytowe współczynniki wypalenia kopiuje ten dla FIMA oraz FIFA co powoduje, że funkcja celu (FIFA) osiąga dosyć niską wartość równą 23.93%.



Rysunek III-6. Koncentracja U235 po 850 dniach pracy konfiguracji jednorodnej.

Jedyną zaletą tego tej konfiguracji jest długość cyklu wynosząca 850 dni, ale niekorzystne rozkłady mocy powodują lokalne podniesienie temperatury paliwa co powodowałoby zwiększone ryzyko uszkodzenia paliwa.

Końcowe wartości wypalenia to:

- Wypalenie średnie: 21.795 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie szczytowe: 39.140 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie minimalne: 10.953 [MWd/kg_HM]

Końcowe wartości FIMA to:

- FIMA średnia: 2.393 [%]
- FIMA szczytowa: 4.298 [%]
- FIMA minimalna: 1.203 [%]

Efektywność paliwa (FIFA) 23.93 [%]

Tabela III-2. Podsumowanie cyklu dla konfiguracji jednorodnej

Krok	Czas	K-eff	sigma	Wypalenie [MWd/kg_HM]		FIMA[%]		FIFA[%]	
	[dni]	[pcm]		średnie	maks.	średnia	maks.	średnia	maks.
1	0	0.83647	135	0	0	0	0	0	0
2	5	1.0067	116	0.13	0.34	0.0143	0.0381	0.14	0.38
3	50	1.0036	115	1.28	2.93	0.1421	0.3247	1.42	3.25
4	100	1.0014	104	2.56	5.79	0.2837	0.6402	2.84	6.4
5	150	1.0041	104	3.85	8.66	0.4251	0.9577	4.25	9.58
6	200	1.0037	113	5.13	11.53	0.5663	1.2729	5.66	12.73
7	250	1.0037	102	6.41	14.27	0.7074	1.5752	7.07	15.75
8	300	0.99848	130	7.69	16.97	0.8483	1.8716	8.48	18.72
9	350	0.99839	113	8.97	19.6	0.9891	2.1601	9.89	21.6
10	400	1.001	108	10.26	22.27	1.1298	2.453	11.3	24.53
11	450	1.0057	117	11.54	24.69	1.2704	2.7182	12.7	27.18
12	500	1.0073	125	12.82	26.98	1.4109	2.9692	14.11	29.69
13	550	1.0141	117	14.1	29.07	1.5514	3.1975	15.51	31.97
14	600	1.0201	114	15.38	30.86	1.6919	3.3939	16.92	33.94
15	650	1.0136	123	16.67	32.53	1.8323	3.5765	18.32	35.77
16	700	1.0136	113	17.95	34.25	1.9726	3.7638	19.73	37.64
17	750	1.0083	130	19.23	35.86	2.1129	3.9399	21.13	39.4
18	800	1.0069	133	20.51	37.52	2.2531	4.1212	22.53	41.21
19	850	1.0001	111	21.79	39.14	2.3933	4.298	23.93	42.98

Szczegółowe dane tabelaryczne z wartościami FIMA na koniec cyklu przedstawia następująca tabela. Podane wartości są uśrednione w elementach paliwowych o ich strukturze (7 regionów radialnych, 24 strefy osiowe).

Tabela III-3. FIMA wyładowanego paliwa w binie axialnym (1/4 warstwy) w strefach radialnych [procent] # Oznaczenie PDCR12b (850 dni)

#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7
1.83846	1.77243	1.64963	1.56777	1.63149	1.67570	1.95159
1.37079	1.29087	1.21907	1.20272	1.32535	1.49083	1.80548
1.43418	1.35459	1.28865	1.27828	1.42901	1.60783	1.95552
1.70923	1.64684	1.56129	1.53641	1.71836	1.89080	2.26073
1.86418	1.76882	1.67975	1.67635	1.87699	2.07609	2.49814
1.78662	1.72006	1.64514	1.65112	1.88066	2.09961	2.56908
1.88458	1.81563	1.73168	1.74407	1.99580	2.26055	2.74669
2.20419	2.11033	2.01412	2.06351	2.33199	2.57769	3.07581
2.32494	2.24592	2.16894	2.21249	2.54671	2.83489	3.33836
2.18461	2.11561	2.04961	2.11918	2.48752	2.78380	3.38373
2.24908	2.20763	2.15258	2.25357	2.68702	3.02966	3.66537
2.58420	2.51048	2.47921	2.59750	3.09236	3.42414	4.08263
2.63855	2.61066	2.56639	2.71478	3.22821	3.62842	4.21717
2.44389	2.40588	2.37508	2.52252	3.03952	3.46433	4.10003
2.43351	2.38444	2.36164	2.53152	3.05509	3.44839	4.12315
2.70665	2.62885	2.61363	2.77880	3.31263	3.68861	4.29804
2.67805	2.59585	2.56407	2.74494	3.27220	3.67815	4.29152
2.35627	2.30735	2.25876	2.44091	2.94116	3.31777	4.00389
2.30033	2.25287	2.20500	2.35703	2.85229	3.23088	3.90022
2.45349	2.37224	2.34553	2.48436	2.96261	3.29015	3.91734
2.34800	2.27253	2.24312	2.38914	2.82487	3.13435	3.72335
1.99643	1.95786	1.91210	2.04774	2.45628	2.77904	3.35089
1.97383	1.92257	1.88646	2.01420	2.36730	2.62371	3.16741
2.81884	2.68099	2.60708	2.62077	2.80976	2.92934	3.36054

(III) 1.4. Kontrola reaktywności

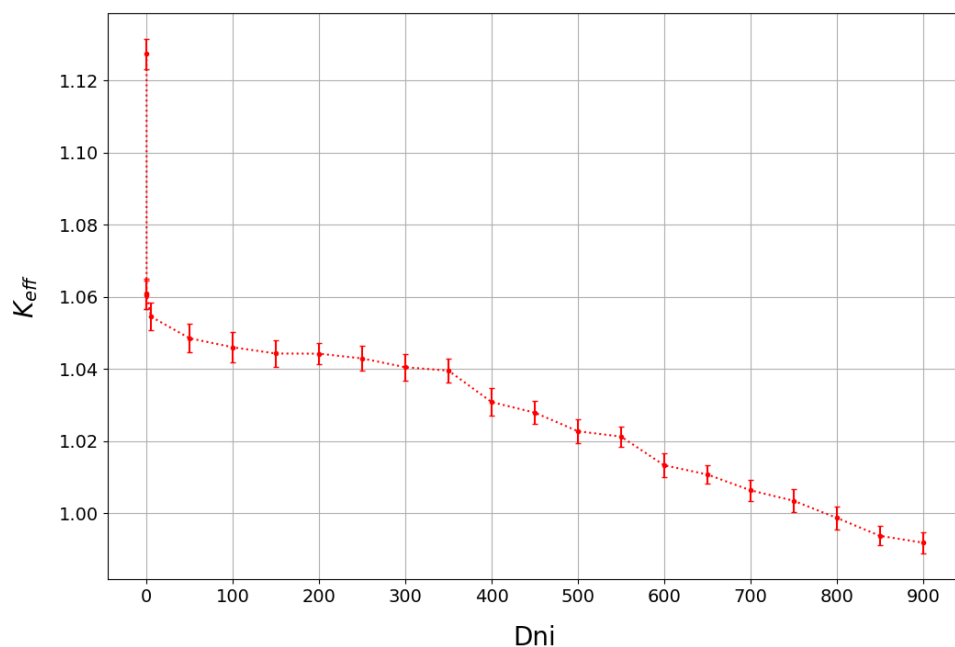
Tabela III-4 przedstawia kontrolę reaktywności przebiegu cyklu przy pomocy jednej grupy 6 prętów sterujących. Pozostałe sekcje są wysunięte na początku pracy w stanie podkrytycznym. W początku życia reaktor jest w stanie zimnym a jego podgrzanie istotnie obniża reaktywność rdzenia. W tabeli zestawiono porównanie przebiegu k_{eff} z rdzeniem bez truczyn oraz z wysuniętymi prętami sterującymi. Widać, że obliczenia z takimi uproszczeniami prowadzą do istotnych błędów w określaniu długości cyklu oraz zapasu reaktywności.

Tabela III-4. Kontrola reaktywności konfiguracji jednorodnej

				Zanurzenie prętów [cm] (jedna sekcja 6 prętów)	Rdzeń bez truczyn oraz regulacji (CR wysunięte)	
Krok	dzień	k_{eff}	sigma		k_{eff}	sigma
1	0	0.83647	135	200	1.20377	98
2	5	1.0067	116	160	1.18079	115
3	50	1.0036	115	155	1.16841	106
4	100	1.0014	104	155	1.15580	96
5	150	1.0041	104	150	1.15069	106
6	200	1.0037	113	145	1.13923	101
7	250	1.0037	102	140	1.13633	99
8	300	0.99848	130	135	1.12393	95
9	350	0.99839	113	130	1.11217	102
10	400	1.001	108	110	1.10743	96
11	450	1.0057	117	85	1.10292	86
12	500	1.0073	125	70	1.09260	112
13	550	1.0141	117	30	1.08516	93
14	600	1.0201	114	0	1.07925	125
15	650	1.0136	123	-20	1.06538	97
16	700	1.0136	113	-20	1.06418	90
17	750	1.0083	130	-20	1.05507	115
18	800	1.0069	133	-20	1.04730	106
19	850	1.0001	111	-20	1.04004	92

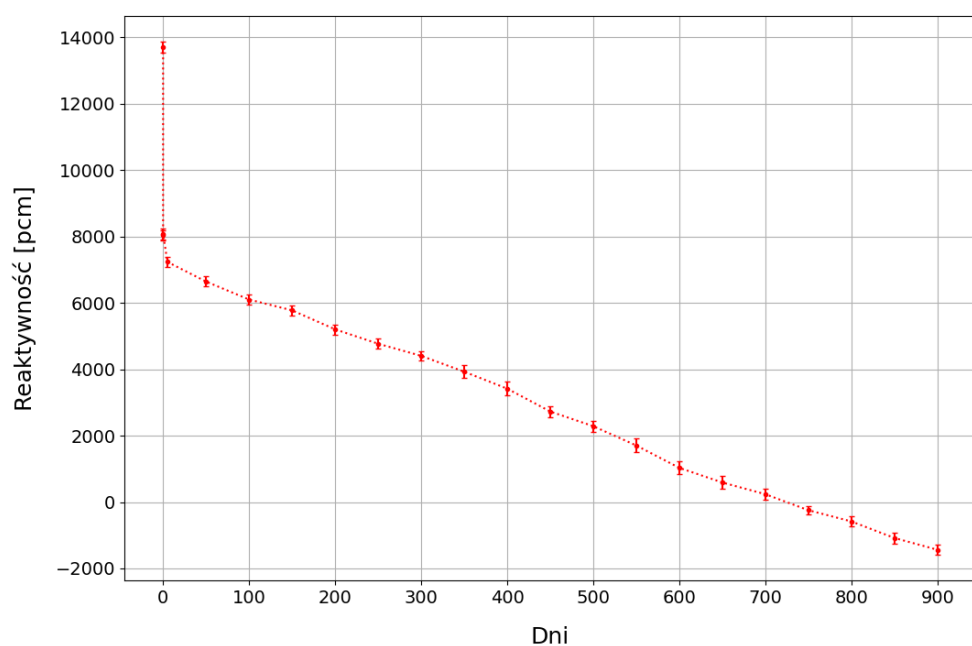
Następne rysunki przedstawiają przebiegi k_{eff} oraz wynikające z nich reaktywności dla poszczególnych punktów czasowych w przebiegu cyklu w pełni regulowanego wypalaniem trucznicami oraz prętami regulacyjnymi.

K_{eff} w funkcji czasu - przedziały 3σ



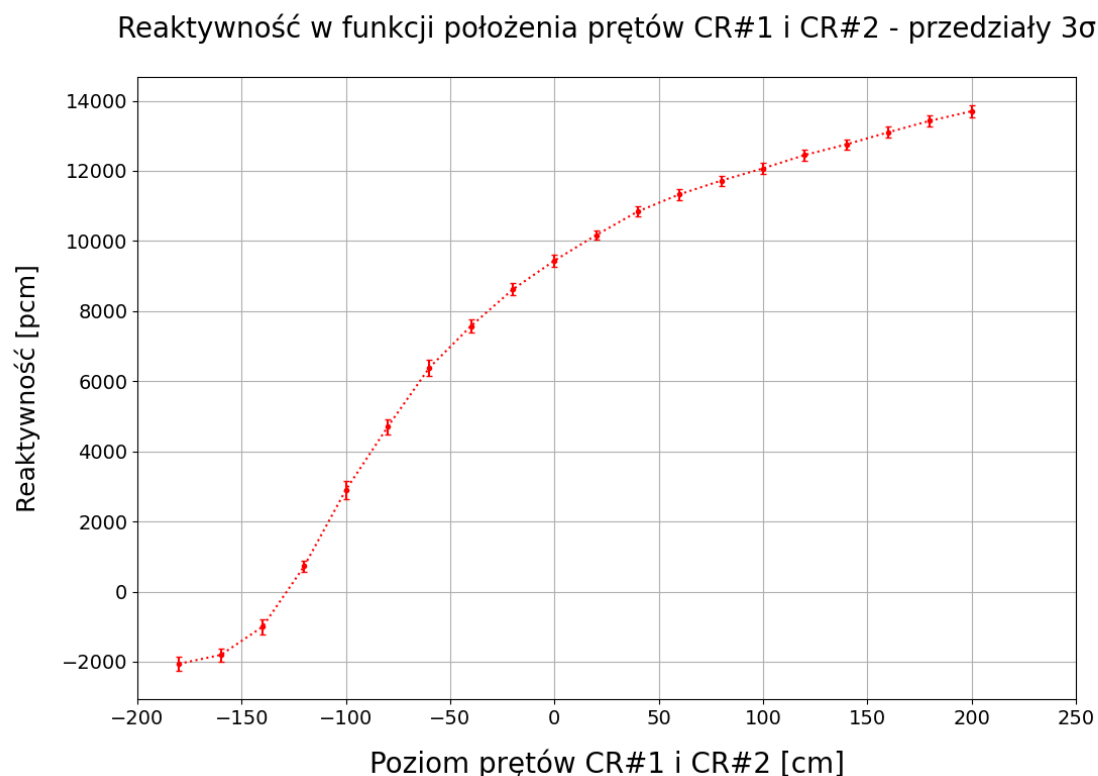
Rysunek III-7. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji jednorodnej.

Reaktywność w funkcji czasu - przedziały 3σ



Rysunek III-8. Ewolucja nadmiaru reaktywności w konfiguracji jednorodnej.

Rysunek III-9 przedstawia wyliczoną wartości dwóch sekcji prętów sterujących (12 prętów) w pracy wspólnej wyliczoną w stanie zimnym w początku życia BOL. Poziom zero na osi OX oznacza środek rdzenia.



Rysunek III-9. Wartości reaktywność prętów sterujących na początku życia reaktora w stanie jednorodnego w stanie zimnym.

(III) 2. Specyfikacja konfiguracji wyjściowej

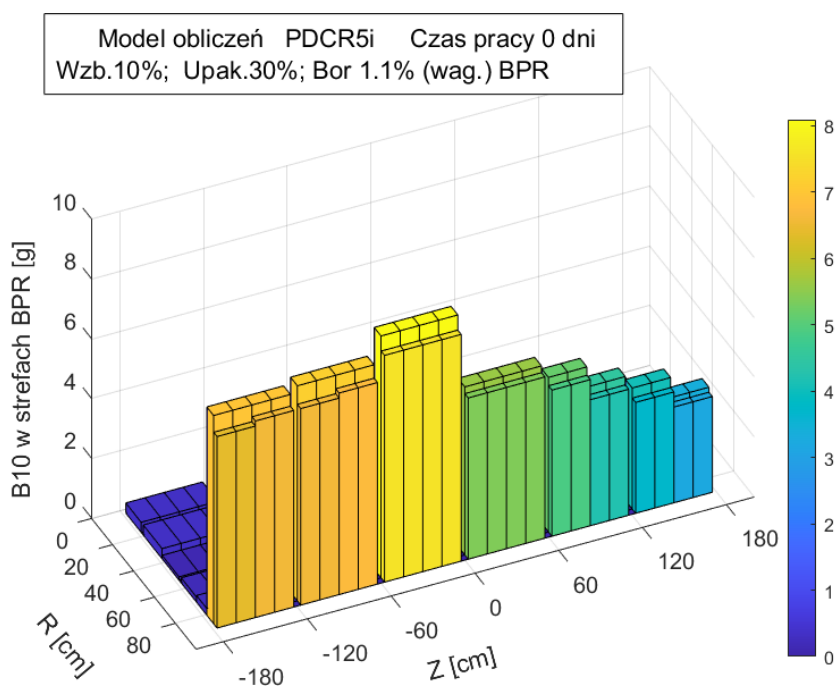
(III) 2.1. Główne parametry konfiguracji wyjściowej

Tabela poniżej prezentuje główne parametry konfiguracji wyjściowej. Konfiguracja wyjściowa rdzenia reaktora POLA posiada jednolite wzbogacenie oraz upakowanie, o wartościach takich samych jak w konfiguracji jednorodnej. Natomiast ilość truczyn wypalających się jest nieco mniejsza niż w przypadku jednorodnym, ale ich dystrybucja jest radykalnie inna.

Tabela III-5. Główne parametry konfiguracji wyjściowej

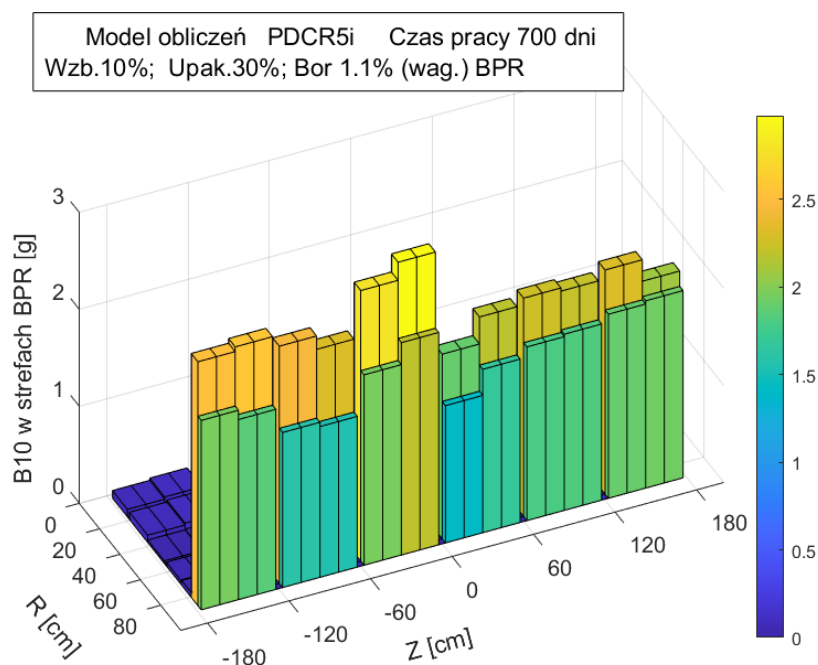
Oznaczenie modelu	PDCR5i
Upakowanie TRISO	30%
Wzbogacenie paliwa	10%
Średnia wagowa koncentracja boru w BPR	1.1%

Różnice względem konfiguracji jednorodnej polega na wprowadzeniu zmiennej przestrzennie koncentracji boru. Zostaje ona silnie zwiększona przy granicy z reflektorem by zmniejszyć gęstość mocy w tych okolicach. Decyzje odnośnie do profilu koncentracji boru została podjęta w oparciu o zdobyte doświadczenie w badaniu bliźniaczych rdzeni reaktorów HTGR. Rysunek III-10 pokazuje początkowy rozkład koncentracji boru, gdzie widoczne jest przyjęte bardzo silne stężenie na granicy z reflektorem osiągające wartość 8% tj. około 7-mio krotnie razy większą od średniej.



Rysunek III-10. Rozkład początkowy koncentracji boru w prętach BPR konfiguracji jednorodnej.

Następny rysunek pokazuje koncentrację boru na koniec cyklu tj. po 700 dniach, gdzie 75% boru zostaje wypalane. Pomimo tak silnego zróżnicowania rozkładu truteczności, rozkłady gęstości mocy oraz wypalenia dalej wykazują duże współczynniki szczytowe co jest przedstawione w następnym podrozdziale.

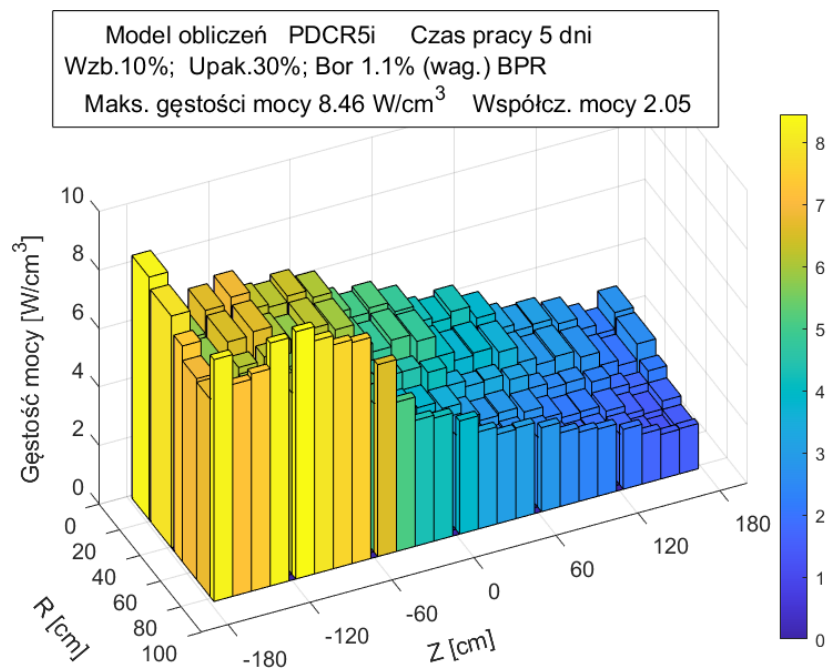


Rysunek III-11. Rozkład końcowy koncentracji boru w prętach BPR konfiguracji jednorodnej.

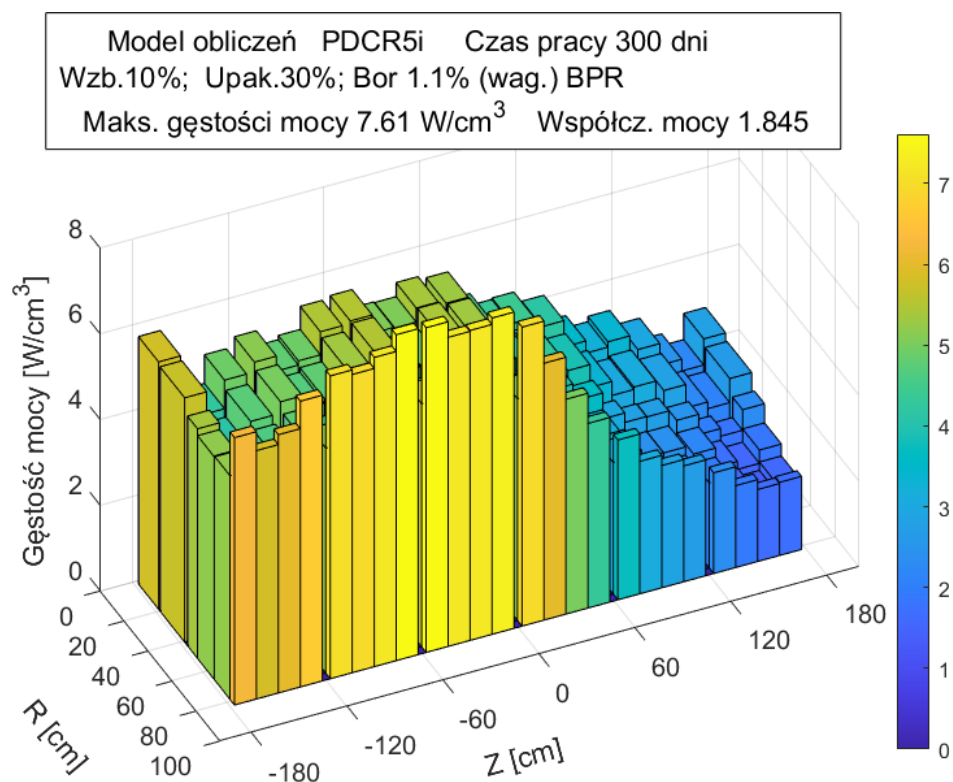
(III) 2.2. Charakterystyki neutronowe konfiguracji wyjściowej

Charakterystyki neutronowe uległy pewnej poprawie względem konfiguracji jednorodnej szczególnie w pobliżu reflektora. Rozkłady gęstości mocy dla różnych punktów czasowych prezentuje Rysunek III-12, Rysunek III-13 i Rysunek III-14.

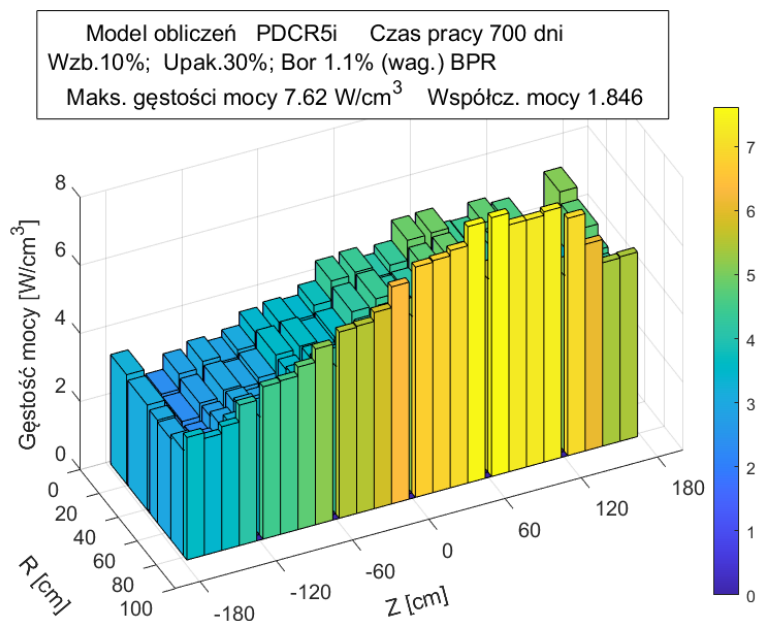
Podobnie jak poprzednio obserwujemy zwiększoną gęstość mocy na dole rdzenia w początkowych okresach cyklu. Na koniec cyklu szczyt mocy przesuwają się ku górze, a podwyższona gęstość mocy na granicy z reflektorem choć mniejsza niż w przypadku jednorodnym, utrzymuje się powyżej średniej przez cały okres pracy. Przekłada się to na końcowy rozkład FIMA co pokazuje Rysunek III-15.



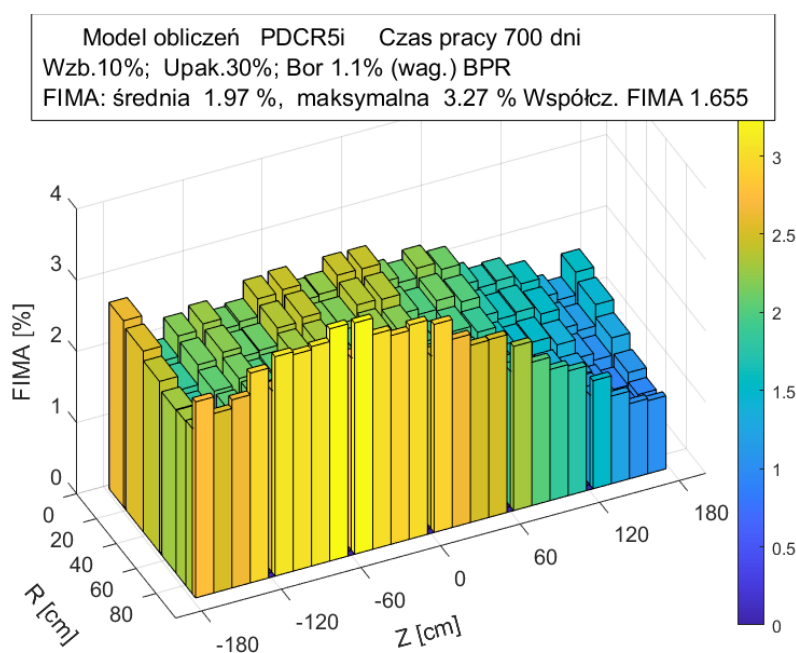
Rysunek III-12. Rozkład mocy po 5 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.



Rysunek III-13. Rozkład mocy po 300 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.



Rysunek III-14. Rozkład mocy po 700 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.



Rysunek III-15. Rozkład FIMA po 700 dniach pracy konfiguracji wyjściowej.

O ile w wewnętrznej części rdzenia rozkład wypalanie ulega pewnemu wyrównaniu to jednak regiony przyległe do reflektora, szczególnie na wysokości środka reaktora są znacznie podniesione, na co wskazuje wysoki współczynnik szczytowy FIMA wynoszący 1.655.

(III) 2.3. Podsumowanie efektywności cyklu

Tabela III-6 przedstawia podsumowanie przebiegu cyklu. W tym przypadku nie został osiągnięty limit wypalenia. Szczytowe współczynniki wypalenia, FIMA oraz FIFA są nadal wysokie i wynoszą 1.655, ale można odnotować poprawę względem konfiguracji jednorodnej. Cykl pracy wynikający z utraty marginesu reaktywności jest krótszy tj. 700 dni.

Końcowe wartości wypalenia to:

- Wypalenie średnie: 17.95 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie szczytowe: 29.70 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie minimalne: 7.786 [MWd/kg_HM]

Końcowe wartości FIMA to:

- FIMA średnia: 1.974[%]
- FIMA szczytowa: 3.266[%]
- FIMA minimalna: 0.8563[%]

Efektywność paliwa (FIFA) 19.74 [%]

Konfiguracja to charakteryzuje się mniejszą efektywnością paliwa co wynika z krótszego czasu pracy o około 20% przy takiej samej masie paliwa. Jednak w przeciwieństwie do konfiguracji jednorodnej, zmniejszone są współczynniki szczytowe oraz maksymalna temperatura pracy co czyni tą konfigurację zdatną do pracy w przeciwieństwie do konfiguracji jednorodnej. Niemniej jednak, wiele niekorzystnych cech rozkładu mocy oraz wypalania jest ciągle obecnych, co czyni tą konfigurację za daleką od akceptowalnej.

Tabela III-6. Podsumowanie cyklu dla konfiguracji wyjściowej

Krok	Czas	K-eff	sigma	Wypalenie [MWd/kg_HM]		FIMA[%]		FIFA[%]	
	[dni]	[pcm]		średnie	maks.	średnia	maks.	średnia	maks.
1	0	1.0863	54	0	0	0	0	0	0
2	5	1.0044	60	0.13	0.26	0.0143	0.0292	0.14	0.29
3	50	1.002	61	1.28	2.55	0.1422	0.2824	1.42	2.82
4	100	0.99935	63	2.56	4.99	0.2839	0.5529	2.84	5.53
5	150	0.99647	71	3.85	7.45	0.4254	0.8243	4.25	8.24
6	200	1.003	75	5.13	9.88	0.5667	1.0913	5.67	10.91
7	250	0.99595	61	6.41	12.15	0.7078	1.3416	7.08	13.42
8	300	0.99694	71	7.69	14.39	0.8488	1.5874	8.49	15.87
9	350	0.99888	58	8.97	16.53	0.9897	1.823	9.9	18.23
10	400	1.0025	56	10.26	18.64	1.1305	2.055	11.3	20.55
11	450	0.99911	43	11.54	20.72	1.2712	2.2831	12.71	22.83
12	500	0.99916	54	12.82	22.71	1.4118	2.5013	14.12	25.01
13	550	1.0015	51	14.1	24.66	1.5523	2.7139	15.52	27.14
14	600	1.0029	65	15.38	26.41	1.6928	2.9062	16.93	29.06
15	650	1.0032	63	16.67	28.1	1.8332	3.0905	18.33	30.91
16	700	1.001	62	17.95	29.7	1.9737	3.2659	19.74	32.66

Szczegółowe dane tabelaryczne z wartościami FIMA na koniec cyklu przedstawia następująca tabela. Podane wartości są uśrednione w elementach paliwowych o ich strukturze (7 regionów radialnych, 24 strefy osiowe).

Tabela III-7. FIMA wyładowanego paliwa binie axialnym (1/4 warstwy) w strefach radialnych [procent] # Oznaczenie PDCR5i (700 dni)

#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7
1.55488	1.45188	1.27067	1.07669	0.94157	0.85628	1.02665
1.23333	1.15249	1.02493	0.89990	0.84849	0.86191	1.05657
1.33383	1.24528	1.12178	1.00513	0.97193	1.00025	1.23229
1.60219	1.52859	1.38417	1.23843	1.21759	1.25673	1.51828
1.73930	1.65105	1.51796	1.37863	1.37933	1.44726	1.75278
1.70935	1.62010	1.49182	1.37317	1.39578	1.49374	1.84379
1.81423	1.72811	1.59345	1.47823	1.51844	1.62356	2.01644
2.11136	2.00689	1.86807	1.74373	1.79756	1.90027	2.30862
2.22354	2.11996	1.97533	1.86756	1.94075	2.07991	2.49963
2.09026	1.99623	1.86257	1.76677	1.86244	2.03482	2.49128
2.16299	2.07558	1.94436	1.85804	1.97880	2.14375	2.64632
2.42758	2.34996	2.20328	2.11504	2.24912	2.42262	2.92487
2.43254	2.36694	2.24989	2.17785	2.32165	2.50322	3.01058
2.23516	2.17305	2.07184	2.01269	2.17730	2.41126	2.93549
2.21342	2.17115	2.07638	2.03194	2.22356	2.45275	3.01842
2.44148	2.40053	2.30653	2.26618	2.47417	2.70033	3.25190
2.40804	2.35008	2.27282	2.25851	2.49184	2.71890	3.26588
2.15755	2.10554	2.03296	2.03127	2.25955	2.51433	3.08704
2.11657	2.08387	1.99822	1.99109	2.22930	2.46853	3.04319
2.26680	2.21906	2.14019	2.12564	2.33221	2.55154	3.08475
2.19260	2.14019	2.05787	2.04610	2.24678	2.44564	2.95002
1.90300	1.85886	1.77810	1.76374	1.95032	2.14621	2.64541
1.88994	1.84713	1.76115	1.74357	1.88220	2.04975	2.52339
2.61779	2.54239	2.40534	2.29513	2.30533	2.32535	2.75697

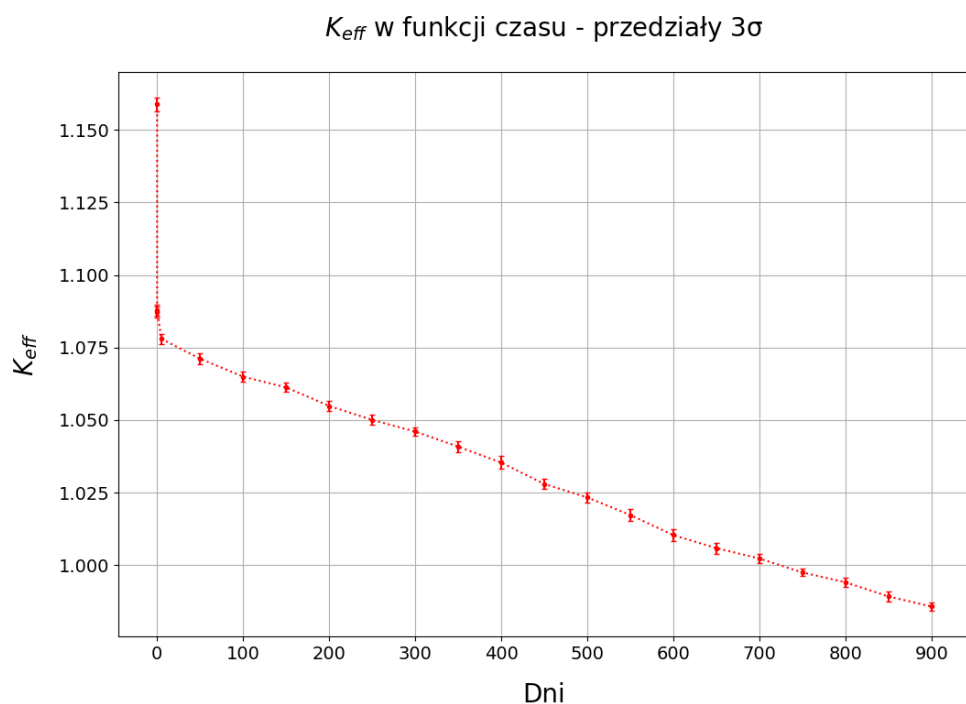
(III) 2.4. Kontrola reaktywności

Tabela III-8 przedstawia kontrolę reaktywności przebiegu cyklu przy pomocy jednej grupy 6 prętów sterujących. Pozostałe sekcje są wysunięte na początku pracy w stanie podkrytycznym. W początku życia reaktor jest w stanie zimnym a jego podgrzanie istotnie obniża reaktywność rdzenia. W tabeli zestawiono porównanie przebiegu k-eff z rdzeniem bez truczyn oraz z wysuniętymi prętami sterującymi. Widać, że obliczenia z takimi uproszczeniami prowadzą do radykalnych błędów w określaniu długości cyklu oraz zapasu reaktywności.

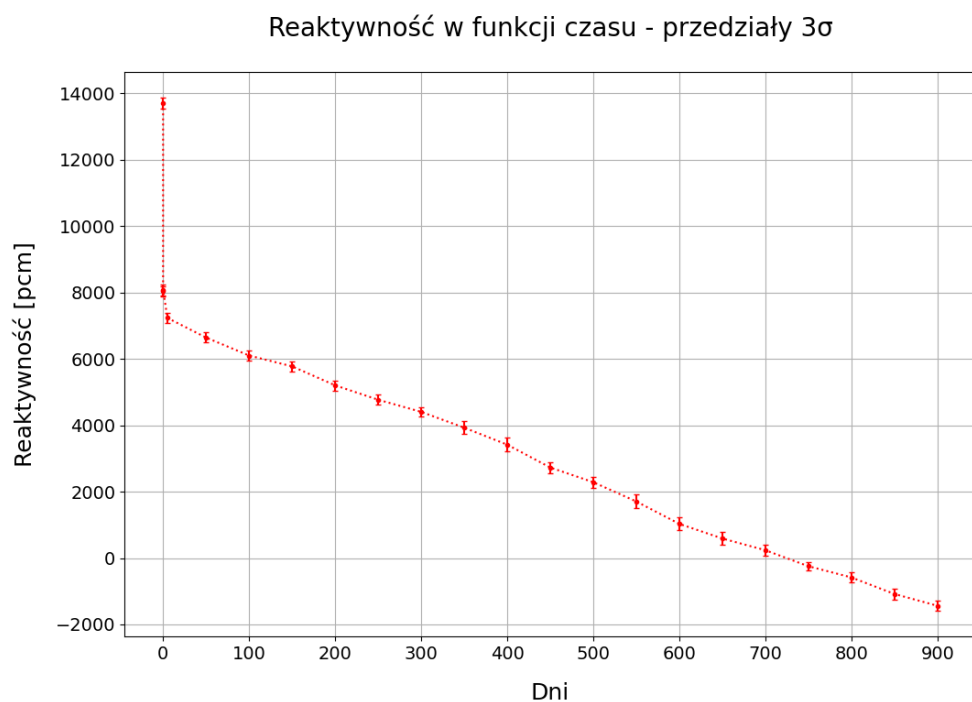
Tabela III-8. Kontrola reaktywności konfiguracji wyjściowej

				Zanurzenie prętów [cm] (jedna sekcja 6 prętów)	Rdzeń bez truczyn oraz regulacji	
Krok	dzień	k-eff	sigma		k-eff	sigma
1	00	1.08630	54	260	1.20377	98
2	05	1.00440	60	220	1.18079	115
3	50	1.00200	61	205	1.16841	106
4	100	0.99935	63	198	1.15580	96
5	150	0.99647	71	188	1.15069	106
6	200	1.00300	75	160	1.13923	101
7	250	0.99595	61	155	1.13633	99
8	300	0.99694	71	140	1.12393	95
9	350	0.99888	58	120	1.11217	102
10	400	1.00250	56	95	1.10743	96
11	450	0.99911	43	85	1.10292	86
12	500	0.99916	54	73	1.09260	112
13	550	1.00150	51	45	1.08516	93
14	600	1.00290	65	20	1.07925	125
15	650	1.00320	63	0	1.06538	97
16	700	1.00100	62	-20	1.06418	90

Następne rysunki przedstawiają przebiegi k_{eff} oraz wynikające z nich reaktywności dla poszczególnych punktów czasowych w przebiegu cyklu w pełni regulowanego wypalaniem trucznicami oraz prętami regulacyjnymi.



Rysunek III-16. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji wyjściowej.

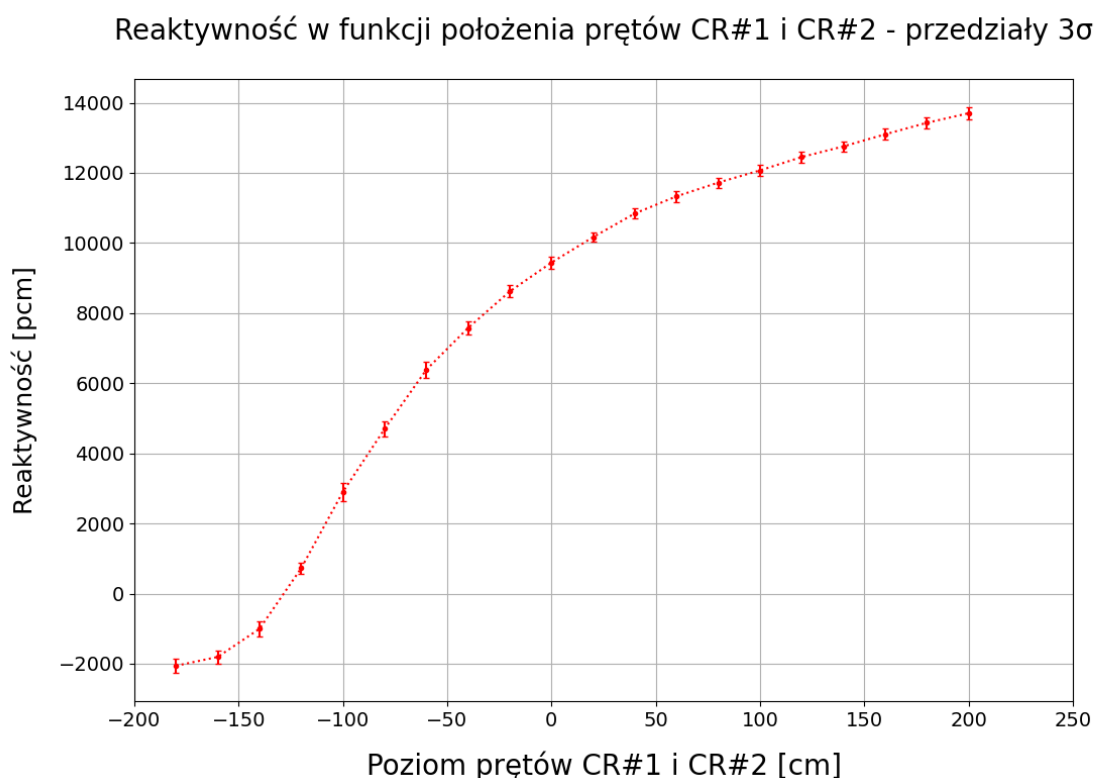


Rysunek III-17. Ewolucja nadmiarowej reaktywności w konfiguracji wyjściowej.

(III) 2.5. Charakterystyki punktowe rdzenia wyjściowego

2.5.1. Reaktywność prętów regulacyjnych

Rysunek III-18 przedstawia wyliczoną wartości dwóch sekcji prętów sterujących (12 prętów) w pracy wspólnej wyliczoną w stanie zimnym w początku życia BOL. Poziom zero na osi OX oznacza środek rdzenia. Pręty startowe oraz układ awaryjny RSC są wysunięte całkowicie.

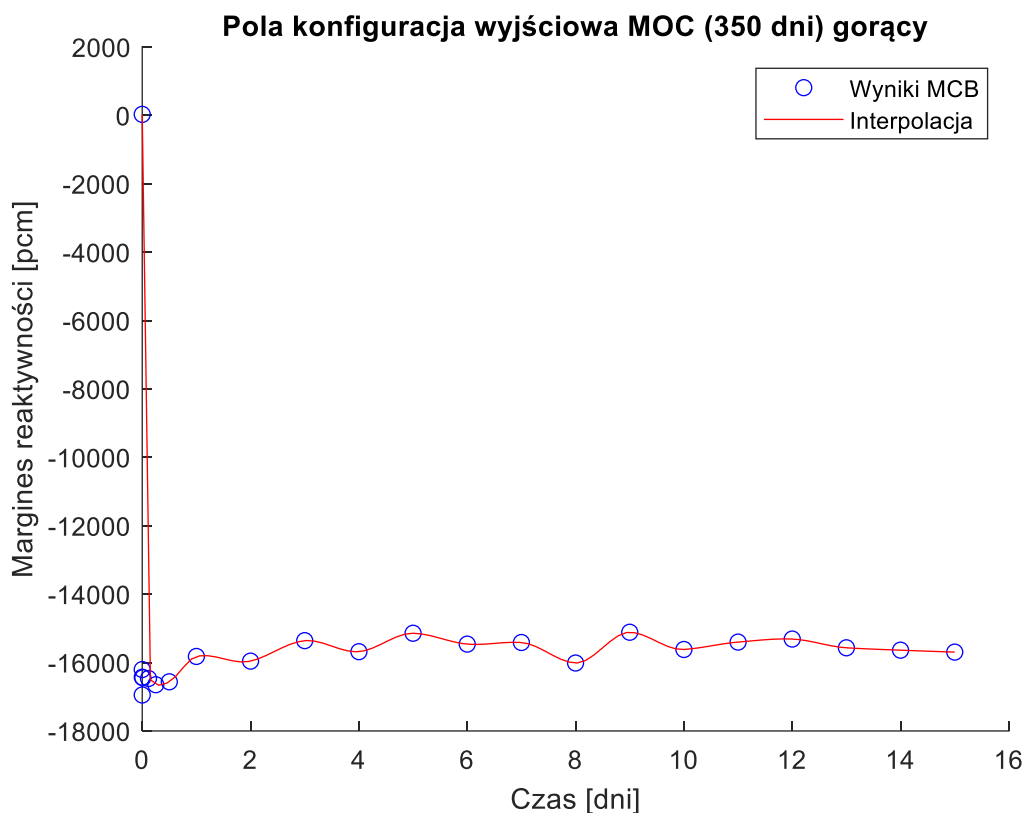


Rysunek III-18. Wartości reaktywność prętów sterujących na początku życia reaktora w stanie wyjściowego w stanie zimnym.

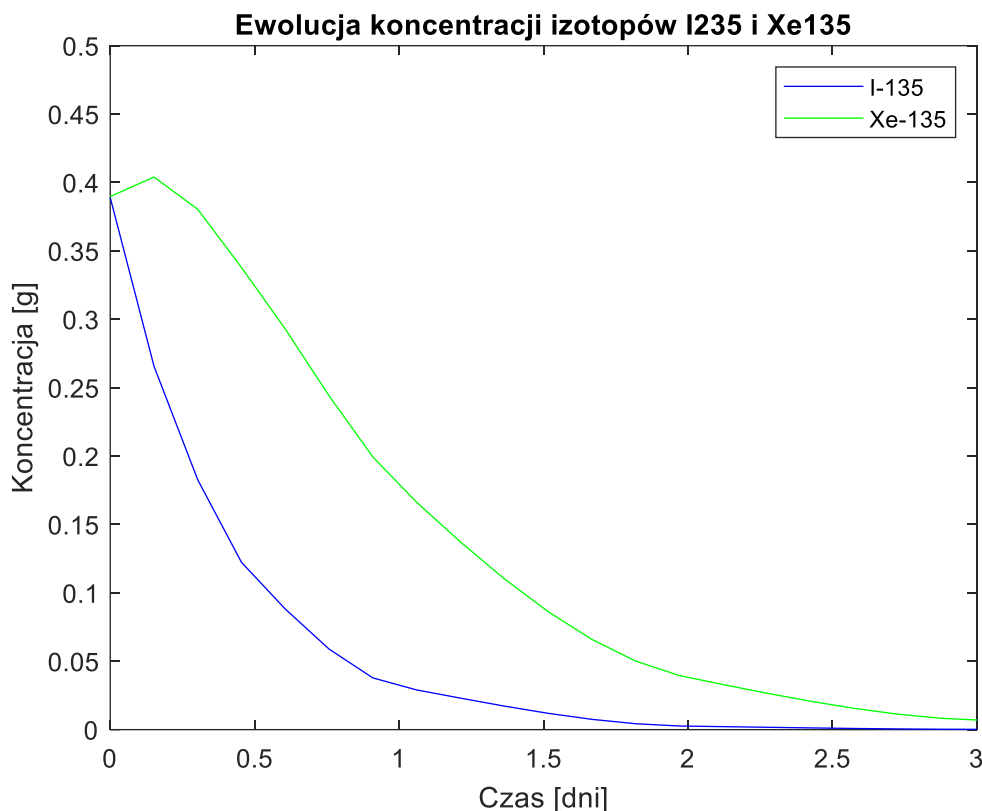
2.5.1. Ewolucje truzicn po wyłączeniu w stanie MOC (gorącym)

Stan środka cyklu przypada po 350 dniach. Symulacja ewolucji marginesu reaktywności po wyłączeniu reaktora realizowana jest w scenariuszu normalnego wyłączenia tj. poprzez wsunięcie prętów operacyjnych oraz startowych na pełną głębokość do rdzenia. Początek symulacji obejmuje stan krytyczny gorący z

prętami zanurzonymi do właściwego poziomu. W naszym przypadku jest to zagłębienie w rdzeniu o 120 cm, co oznacza 60 cm powyżej płaszczyzny środkowej. Następnie po 1 sekundzie od początku symulacji następuje pełne zanurzenie prętów.



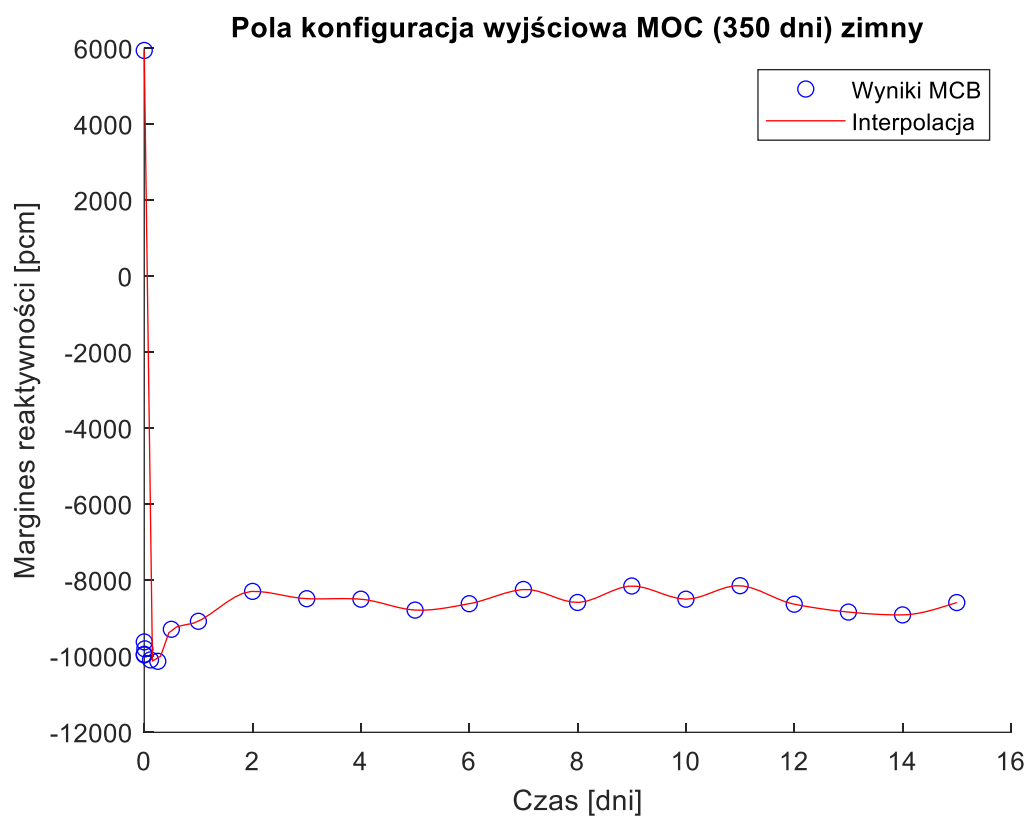
Rysunek III-19. Ewolucja reaktywność rdzenia wyjściowego po wyłączeniu reaktora MOC gorący.



Rysunek III-20. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem wyjściowym (MOC gorący).

2.5.2. Ewolucje truczyn po wyłączeniu w stanie MOC (zimnym)

W tym przypadku symulacja rozpoczyna się od kompozycji rdzenia ze stanu równowagi gorącego rdzenia z prętami zanurzonymi w rdzeniu o 120 cm. Następnie po 1 sekundzie od początku symulacji następuje pełne zanurzenie prętów oraz natychmiastowe obniżenie temperatury rdzenia tj. paliwa oraz grafitu do temperatury 300K. Choć w praktyce nie jest to możliwe, to symulowane takiego stanu pozwoli zrozumieć czy i jaki wpływ ma temperatura na stany powyłaczeniowe. O ile reaktywność zależy od temperatury rdzenia to po wyłączeniu reaktora i zatrzymaniu rozszczepień ewolucja radionuklidów nie zależy od temperatury. Dlatego przebiegi koncentracji Xe135 oraz I135 są identyczne jak dla prezentowanego wcześniej stanu gorącego rdzenia.



Rysunek III-21. Ewolucja reaktywność rdzenia wyjściowego po wyłączeniu reaktora MOC zimnego.

Rozdział IV Konfiguracja optymalna reaktora POLA

Konfiguracja geometryczna reaktora POLA charakteryzuje się małą liczbą kolumn paliwowych – 19 w porównaniu do 31 w konfiguracjach Gemini, co skutkuje małą objętością rdzenia. Jako że posiada wysokość 360 cm oraz podział osiowy na sześć warstwy bloków możliwe są ze względów geometrycznych różne strategie przeładunku np. przeładunek dwu- lub trój-stopniowy. Jednak z powodu ograniczenia dopuszczalnego wypalenia na poziomie 40 MWd/kg przeładunek częściowy wiąże się z istotnym skróceniem okresu pracy między przeładunkami. Obliczenia wykonane w czasie poszukiwań optymalnej konfiguracji pokazały, że dla narzuconych założeń tj. limitu wypalenia oraz struktury geometrycznej rdzenia bardzo trudno jest znaleźć konfigurację ociągającą pożądane wypalenie ze względu na zbyt wczesne wyczerpanie zapasu reaktywności. Charakterystyczne warunki fizyczne panujące w rdzeniu reaktora POLA prowadzą w szczególności do bardzo silnej absorpcji neutronów w warstwach na styku z reflektorem na wysokościach w pobliżu płaszczyzny środkowej.

(IV) 1. Charakterystyka początkowa konfiguracji optymalnej reaktora POLA

Uzyskanie pożądanych charakterystyk rdzenia tj. równomiernego wypalenia, równomiernego rozkładu radialnego temperatury oraz brak przekoszenia rozkładu gęstości mocy ku dołowi przy jednoczesnym utrzymaniu zapasu reaktywności umożliwiającym wypalenie bliskie 40 MWd/kg jest osiągalne przy zastosowaniu następujących rozwiązań:

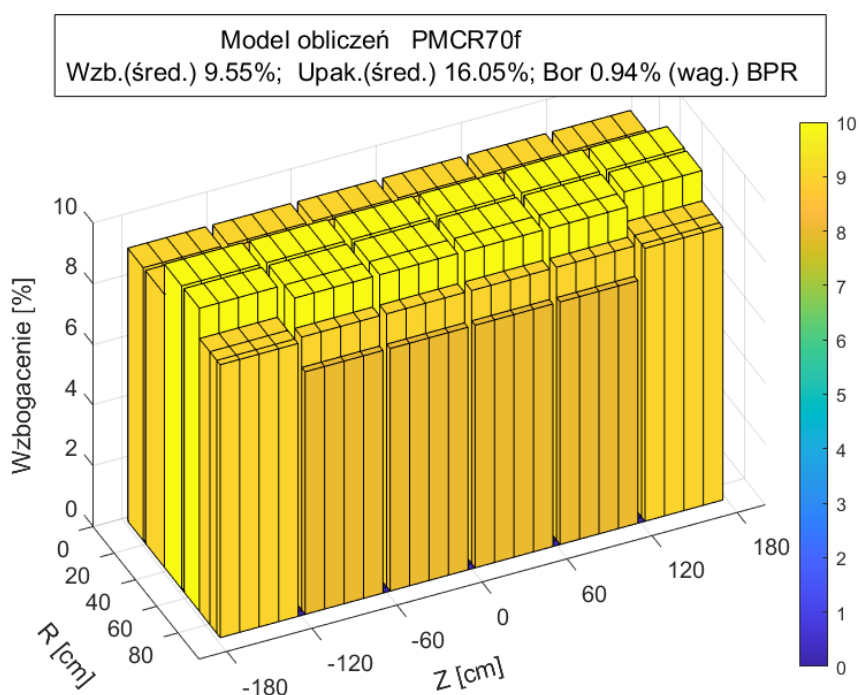
- W całym okresie pracy operacyjne pręty sterujące zanurzone są możliwie najpłycej, w celu uniknięcia zwiększonej generacji ciepła w dolnych częściach rdzenia. Zarówno upakowanie TRISO jak i wzbogacenie jest zależne od położenia w rdzeniu tak by zmniejszać częstość reakcji w sąsiedztwie reflektora.
- Dobór rozkładów upakowania oraz wzbogacenia ma na celu wyrównanie rozkładu FIMA na koniec okresu pracy (na czas przeładunku) tak by maksymalne wypalenie określające limit pracy było możliwie najmniej odchylone od wypalenia średniego określającego efektywność.

- Zrównoważenie rozkładu wypalania uzyskuje się przez kombinację rozkładów upakowania, wzbogacenia oraz boru w BPR. Prezentowane poniżej rysunki przedstawiają ww. rozkłady równoważące wypalanie rdzenia reaktora POLA przy czym rozkład boru B-10 przedstawiona jest BOC, MOC ora EOC.

Tabela IV-1. Główne parametry konfiguracji optymalnej

Oznaczenie modelu	PDCR70f
Średnie upakowanie TRISO	16.05%
Średnie wzbogacenie paliwa	9.55%
Średnia wagowa koncentracja boru w BPR	0.94%

Wzbogacenie jest zmienne wzdłuż oraz w poprzek rdzenia. Co przedstawia poniższy rysunek oraz tablica. Miejsca rdzenia, gdzie rozkłady gęstości mocy miały niższe wartości przyjmują większe wzbogacenie i odwrotnie. Trzy poziomy wzbogacenia są zastosowane 8, 9 i 10%.



Rysunek IV-1. Rozkład przestrzenny wzbogacenia rdzenia optymalnego reaktora POLA

Dokładny odczyt możliwy jest z poniższej tabeli, gdzie każda komórka tożsama jest jedną strefą wypalania w modelu obliczeniowym. Zarówno rysunek jak i tablica przedstawiają przekrój od osi rdzenia – będący lewą stroną tabeli oraz rysunku. Prawa strona stanowi zewnętrzną granicę rdzenia. Na tablicy zielonym kolorem zaznaczono komórki w których przedstawiono lokalne przebiegi czasowe rozkładu ksenonu w analizie reaktywnościowej oraz strumień neutronów. W ujęciu radialnym jest to kolumna bloku centralnego. Można zauważyć, że część bloków posiadać będzie kompaktki o różnym wzbogaceniu. Szczególnie dotyczy to bloków zewnętrznych.

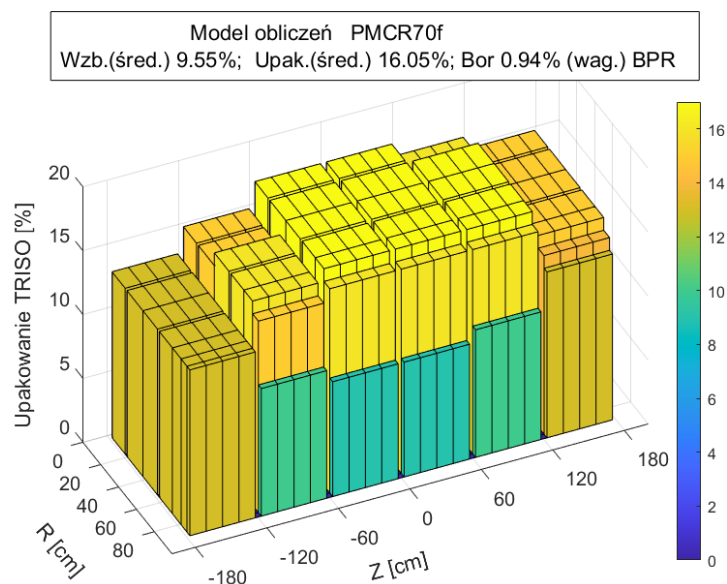
Tabela IV-2. Tablica-mapa wzbogacenia paliwa [%]

9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	10.0	9.0	8.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0
9.0	9.0	10.0	10.0	9.0	9.0	9.0

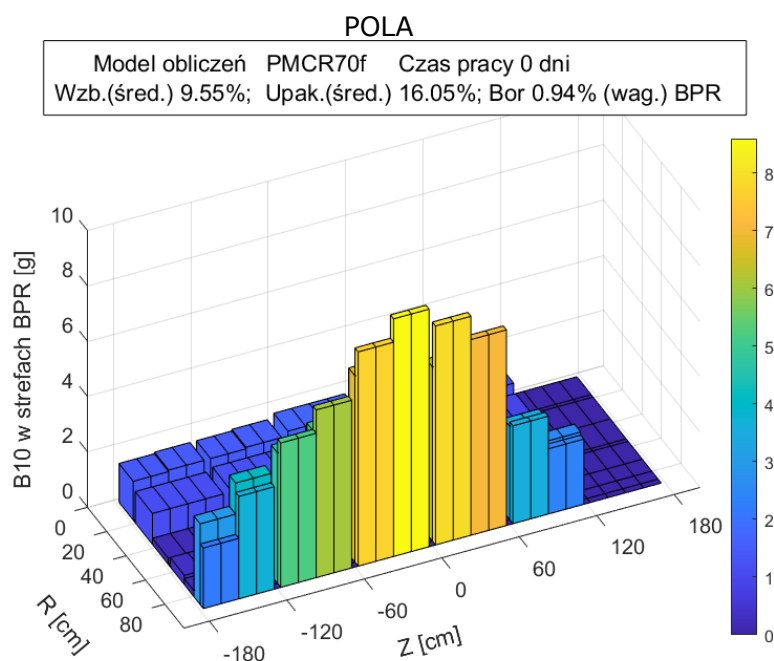
O ile wzbogacenie nie jest silnie zróżnicowane to upakowanie TRISO w kompaktach silnie się różnicuje co przedstawia poniższa tabela oraz następny rysunek. W tabeli w pionie przedstawione są warstwy bloków a w poziomie paliwowe strefy radialne. Sumarycznie iloczyn wzbogacenia i upakowania daje wypadkową koncentrację uranu rozszczepialnego. Koncentracja to może różnić się pomiędzy różnymi komórkami nawet dwukrotnie.

Tabela IV-3. Tablica-mapa upakowania TRISO [%]

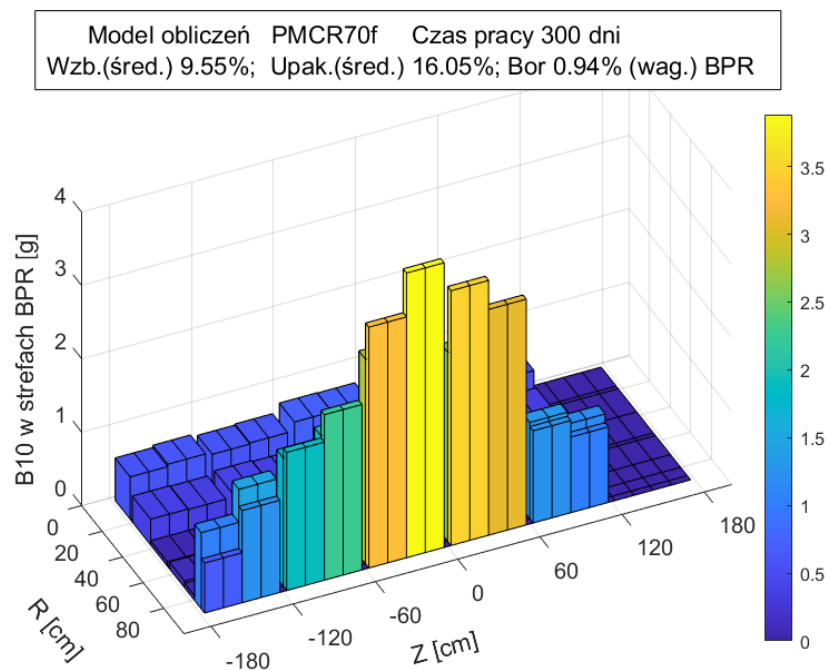
15	15	15	15	15	14	13
16	17	17	17	17	16	10
17	17	17	17	17	16	9
17	17	17	17	17	16	9
15	15	16	16	16	15	10
13	13	13	13	13	13	13



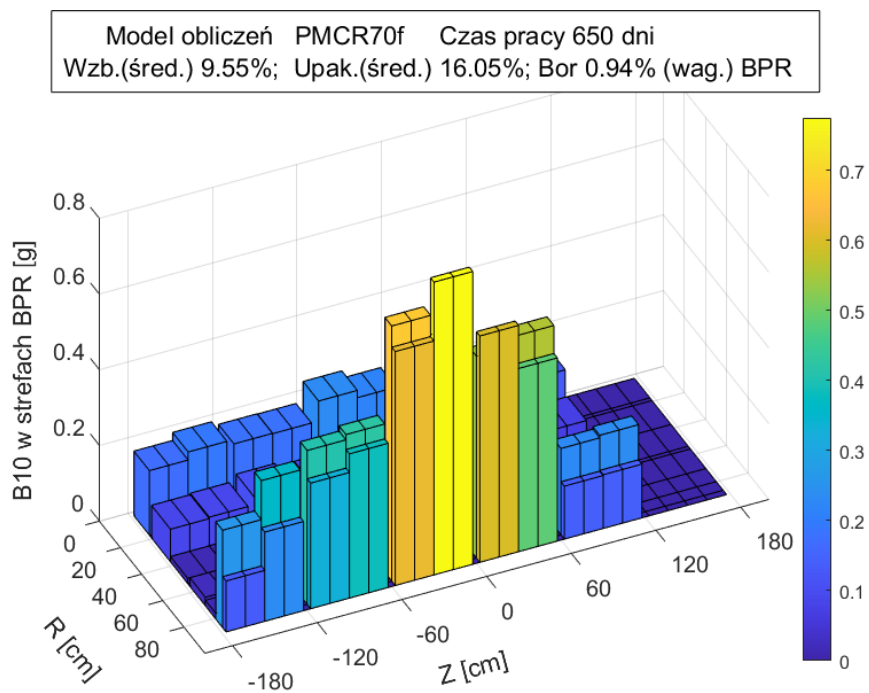
Rysunek IV-2. Rozkład przestrzenny upakowania TRISO rdzenia optymalnego reaktora



Rysunek IV-3. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora
POLA w początku życia (BOL)



Rysunek IV-4. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora POLA w środku życia (MOC)



Rysunek IV-5. Rozkład przestrzenny B10 w prętach BPR rdzenia optymalnego reaktora POLA w końcu życia (EOC)

Jak widzimy na rozkładach koncentracji boru, najwięcej truciźny jest rozmieszczone w na poziomach blisko płaszczyzny środkowej oraz w radialnych regionach przy granicy z reflektorem. Drugi obszar o zwiększonej lokalizacji boru to kolumna centralna, gdzie w naturalny sposób występuje szczyt mocy. W górnej części rdzenia nie ma truciźny, gdyż obszar ten jest wystarczająco mocno duszony przez pręty regulujące. Na rysunkach prezentujących koncentrację boru w środku oraz na koniec cyklu widzimy, że bor jest silnie wypalany do około 10% jego początkowej wartości.

(IV) 2. Analiza cyklu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym

(IV) 2.1. Podsumowanie efektywności cyklu

Tabela IV-4 przedstawia podsumowanie przebiegu cyklu. W tym przypadku można uznać, że został osiągnięty limit wypalenia. Brakujące kilka procent stanowić powinien dodatkowy margines błędu lokalne fluktuacje oraz błędy systematyczne bibliotek danych jądrowych. Szczytowe współczynniki wypalenia, FIMA oraz FIFA uległy znacznemu obniżeniu w porównaniu do rdzenia wyjściowego, oraz tym bardziej jednorodnego i wynoszą 1.172, co należy uznać za bardzo dobry wynik będący konsekwencją żmudnego procesu optymalizacji, w czasie której poprzez stopniowe zmniejszanie odchyłeń rozkładu mocy dystrybucje wypalane na czas wyładunku zostały dobrze wyrównane. Cykl pracy wynikający z utraty marginesu reaktywności jest krótszy niż dla rdzenia wyjściowego i wynosi ponad 650 dni. Głównym powodem skrócenia czasu pracy jest zmniejszenie wsadu uranu rozszczepialnego co przekłada się na zwiększenie efektywności FIFA.

Końcowe wartości wypalenia to:

- Wypalenie średnie: 32.94 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie szczytowe: 38.62 [MWd/kg_HM]
- Wypalenie minimalne: 10.57 [MWd/kg_HM]

Końcowe wartości FIMA to:

- FIMA średnia: 3.605 [%]
- FIMA szczytowa: 4.227 [%]
- FIMA minimalna: 1.157 [%]

Efektywność paliwa (FIFA) 37.76 [%]

Model obliczeń cyklu dla konfiguracji optymalnej jest oznaczony PMCR70f. Przebieg pracy przedstawia tabela poniżej. W czasie 650 dni wszystkie pręty znajdują się maksymalnie wysunięte. Zapas reaktywności 180 pcm umożliwia jeszcze pracę przez 10 dni co pozwala uznać maksymalny okres pracy na 660 dni.

Tabela IV-4. Podsumowanie cyklu dla konfiguracji optymalnej

Krok	Czas [dni]	K-eff	σ [pcm]	Wypalenie[MWd/kg_HM]		FIMA[%]		FIFA[%]	
				średnie	maks.	średnie	maks.	średnie	maks.
1	0	1.0004	49	0	0	0	0	0	0
2	5	1.0001	41	0.25	0.38	0.0282	0.0419	0.3	0.5
3	50	0.99866	39	2.53	3.03	0.281	0.3365	2.94	4.21
4	100	1.0003	40	5.07	6.12	0.5607	0.6772	5.87	8.41
5	150	0.99996	37	7.6	9.21	0.8395	1.0167	8.79	12.59
6	200	1.0002	42	10.13	12.26	1.1178	1.3525	11.71	16.76
7	250	0.99964	36	12.67	15.48	1.3954	1.7046	14.62	20.94
8	300	1.0004	39	15.2	18.65	1.6726	2.0518	17.52	25.09
9	350	0.99911	39	17.74	21.78	1.9494	2.3936	20.42	29.12
10	400	1.0002	40	20.27	24.78	2.2259	2.7217	23.32	33.19
11	450	1.0001	34	22.8	27.71	2.5021	3.0403	26.21	37.17
12	500	0.99931	38	25.34	30.58	2.7781	3.3524	29.1	41.16
13	550	0.99974	40	27.87	33.32	3.0537	3.6504	31.99	45.06
14	600	1.0003	41	30.4	35.93	3.3294	3.9345	34.88	48.95
15	650	1.002	41	32.94	38.62	3.6047	4.2268	37.76	52.69

Numeryczne wartości FIFA w strefach paliwowych przedstawia Tabela IV-5. Natomiast następna Tabela IV-6 prezentuje charakterystykę sterowania reaktora przy użyciu wspólnie pracujących wszystkich 12 prętów operacyjnych. Dodatkowo przedstawiono ewolucję krytyczności w rdzeniu bez regulacji.

Tabela IV-5. Rozkład FIMA wyładowanego paliwa w strukturze przestrzennej rdzenia: 24 wycinki osiowe (1/4 warstwy) i 7 wycinków radialnych

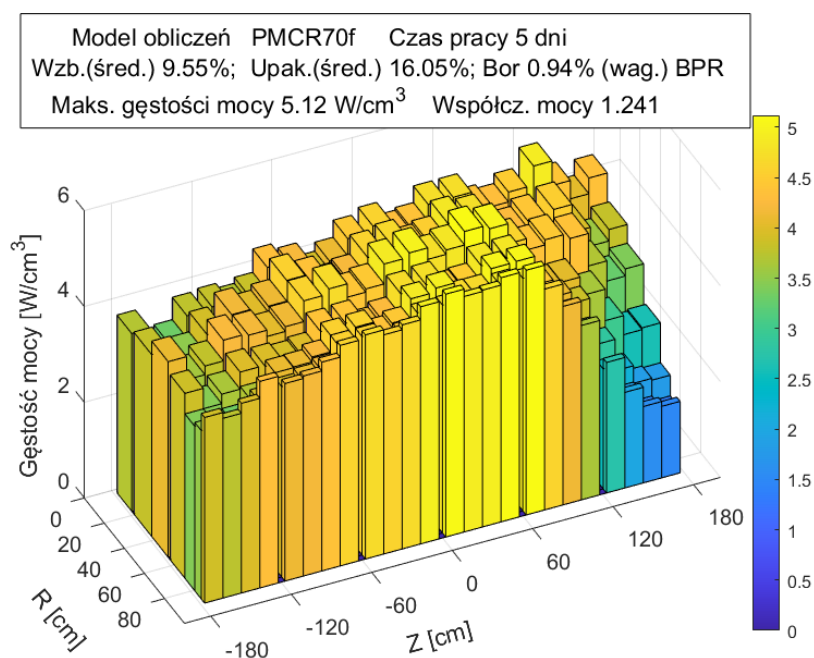
1	2	3	4	5	6	7
2.92478	2.64607	2.43649	1.97670	1.42365	1.15680	1.26523
2.81196	2.55992	2.37614	1.99223	1.55054	1.36265	1.48546
3.07325	2.84249	2.68797	2.31850	1.90914	1.77149	1.92946
3.51943	3.28501	3.18278	2.84355	2.44518	2.35002	2.55364
3.52354	3.36471	3.36093	3.14239	3.16194	2.93205	3.02007
3.42990	3.29474	3.32902	3.19827	3.36476	3.25120	3.35172
3.54058	3.45211	3.52625	3.41837	3.64005	3.51094	3.69281
3.94162	3.82520	3.92134	3.82060	4.03681	3.90930	4.02672
3.94960	3.93974	4.05375	3.93784	4.12307	3.98804	4.09627
3.70987	3.71481	3.83386	3.74451	3.96365	3.85514	4.06636
3.72839	3.74114	3.88166	3.77833	3.99657	3.91264	4.11320
4.01765	4.00710	4.15557	4.03455	4.22677	4.04619	4.21503
3.99124	3.98776	4.15371	4.03242	4.21344	4.02912	4.17025
3.66756	3.68409	3.82583	3.76513	3.99910	3.87741	4.05523
3.62296	3.65002	3.79938	3.72998	3.95507	3.84030	4.03339
3.87220	3.89405	4.05785	3.95365	4.14718	4.05736	4.11963
4.02401	4.20428	4.11092	4.02123	4.20362	4.07477	4.10555
3.68414	3.85931	3.77145	3.71054	3.93066	3.84724	3.93505
3.66002	3.80673	3.72085	3.67067	3.88408	3.80185	3.82359
3.79009	3.94923	3.85868	3.76692	3.91473	3.76505	3.83184
3.82414	3.82871	3.98854	3.85054	3.61420	3.68958	4.00026
3.45954	3.49512	3.65424	3.52955	3.30990	3.41073	3.70881
3.31215	3.34508	3.50178	3.38428	3.15933	3.24862	3.53085
3.67704	3.65448	3.80393	3.64453	3.30454	3.30855	3.54487

Tabela IV-6. Kontrola reaktywności konfiguracji wyjściowej

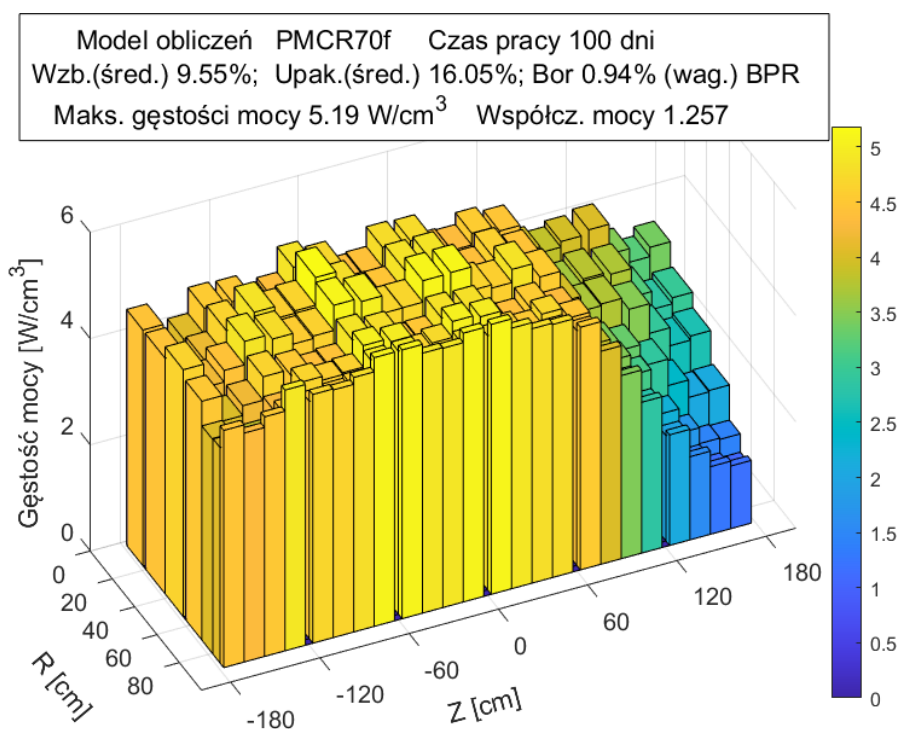
				Zanurzenie prętów [cm] (dwie sekcje wspólnie -12 prętów)	Rdzeń bez regulacji (wszystkie pręty wysunięte)	
Krok	dzień	k-eff	Sigma [pcm]		k-eff	Sigma [pcm]
1	0	1.0004	49	120	1.06879	163
2	5	1.0001	41	57	1.03971	178
3	50	0.99866	39	58	1.02713	193
4	100	1.0003	40	63	1.03869	161
5	150	0.99996	37	65	1.03208	138
6	200	1.0002	42	65.5	1.02691	137
7	250	0.99964	36	62.5	1.02213	139
8	300	1.0004	39	57	1.01786	159
9	350	0.99911	39	51	1.01592	164
10	400	1.0002	40	45.5	1.01337	173
11	450	1.0001	34	40.5	1.00936	174
12	500	0.99931	38	31	1.00979	150
13	550	0.99974	40	21.5	1.00544	142
14	600	1.0003	41	6.5	1.00078	164
15	650	1.002	41	-20	0.99659	172

(IV) 2.1. Ewolucja przestrzennych rozkładów mocy oraz FIMA

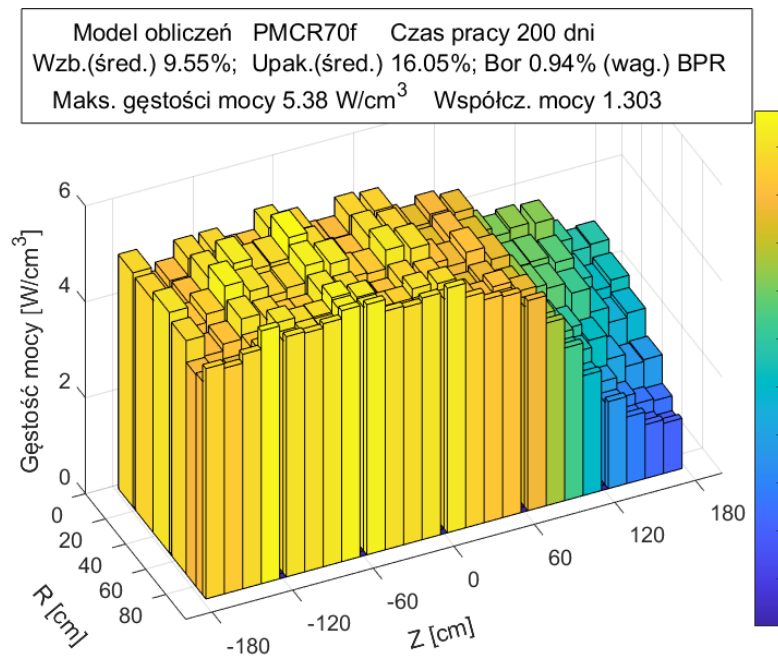
Rozkłady prezentowane na rysunkach przedstawiane są na dwóch płaszczyznach przekroju pionowego. Pierwsza płaszczyzna to $x=0$ i na przekroju poprzecznym rdzenia biegnie ona pionowo do środka bloku $u=301$. Płaszczyzna ta wyznacza początek układu biegunowego i po obrocie zgodnie z ruchem wskazówek zegara o kąt $\varphi=30,0^\circ$, dostajemy płaszczyznę wyznaczającą najniższą rozpiętość rdzenia. Ewolucję mocy na pierwszej płaszczyźnie ($\varphi=0^\circ$) przedstawia pierwsza grupa rysunków, a na drugiej płaszczyźnie ($\varphi=30^\circ$) – druga grupa. Kolejne rysunki przedstawiają rozkłady FIMA oraz gęstości U235.



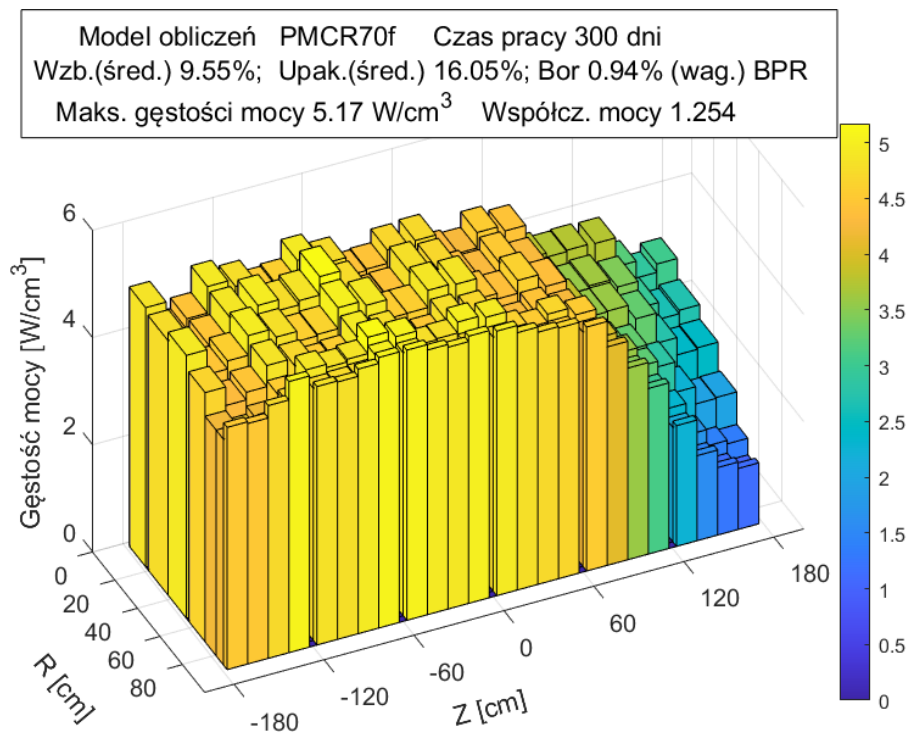
Rysunek IV-6. Rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 5 dni.



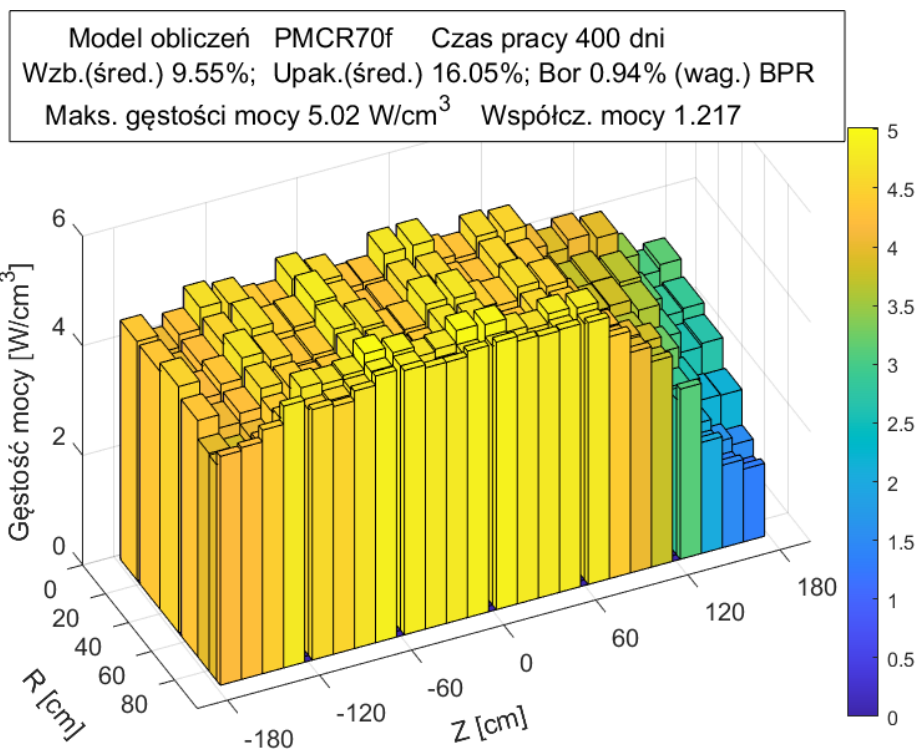
Rysunek IV-7. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 100 dni



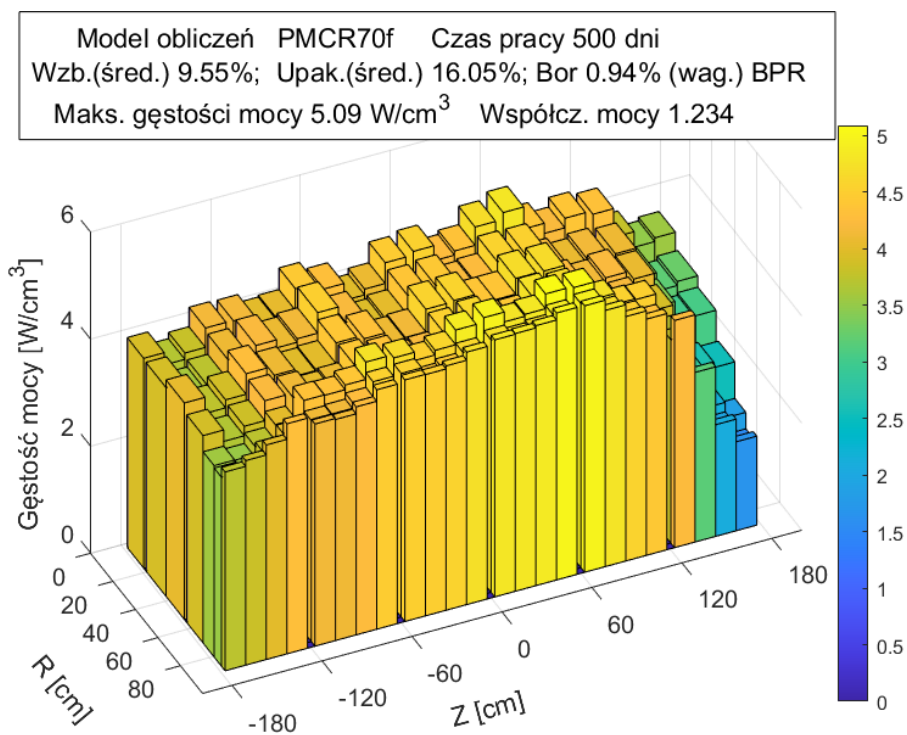
Rysunek IV-8. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 200 dni



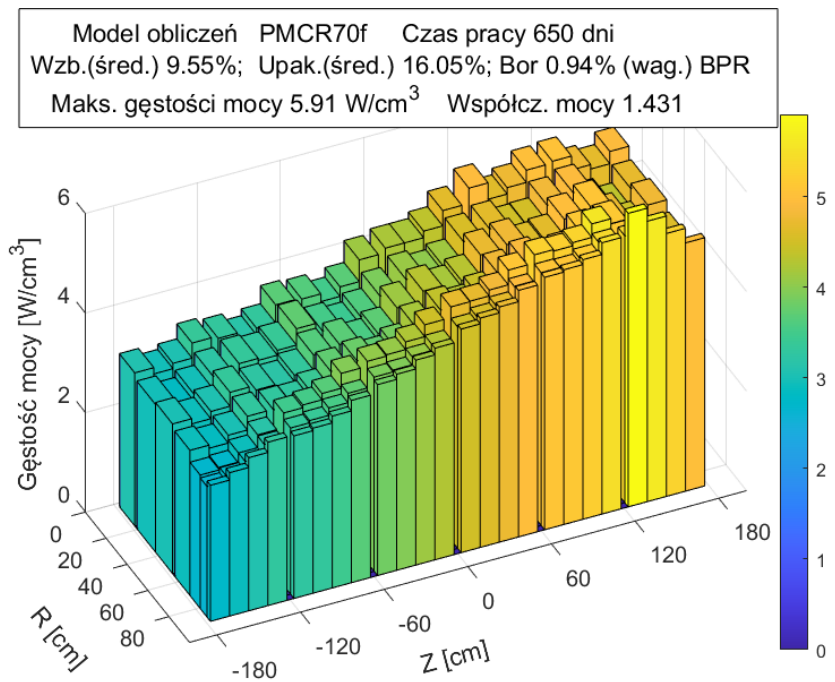
Rysunek IV-9. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 300 dni



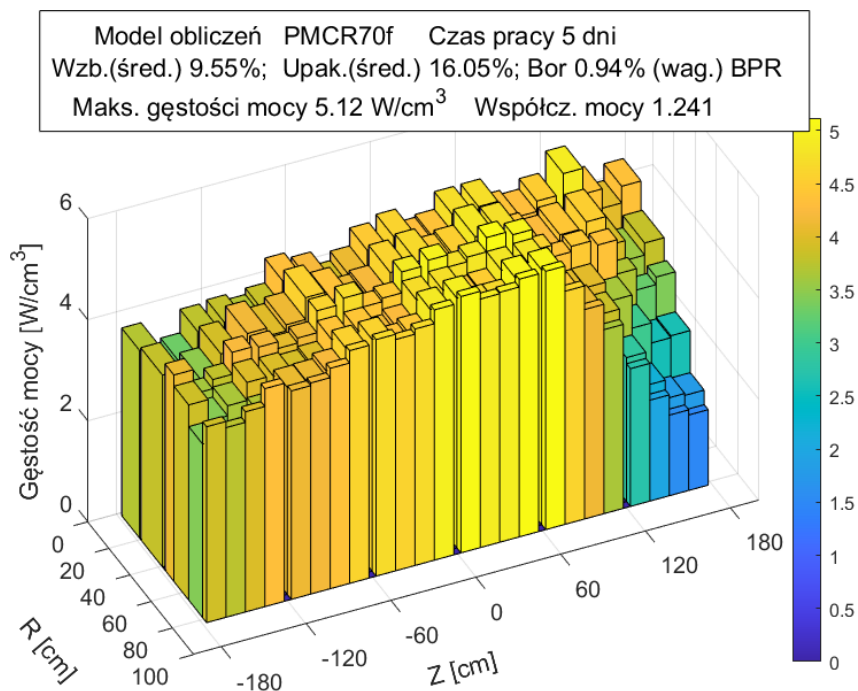
Rysunek IV-10. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 400 dni



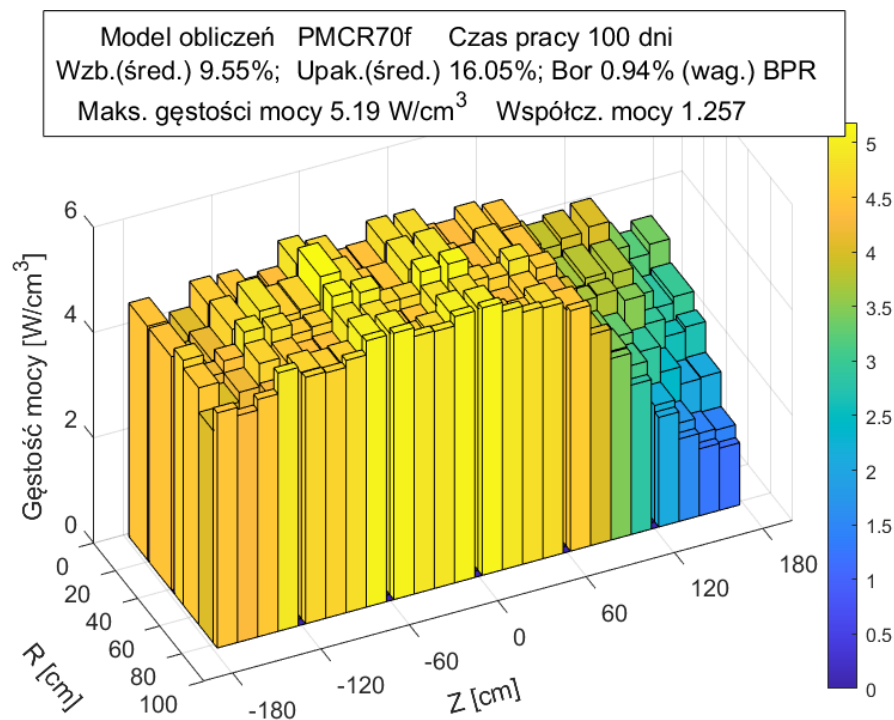
Rysunek IV-11. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 500 dni



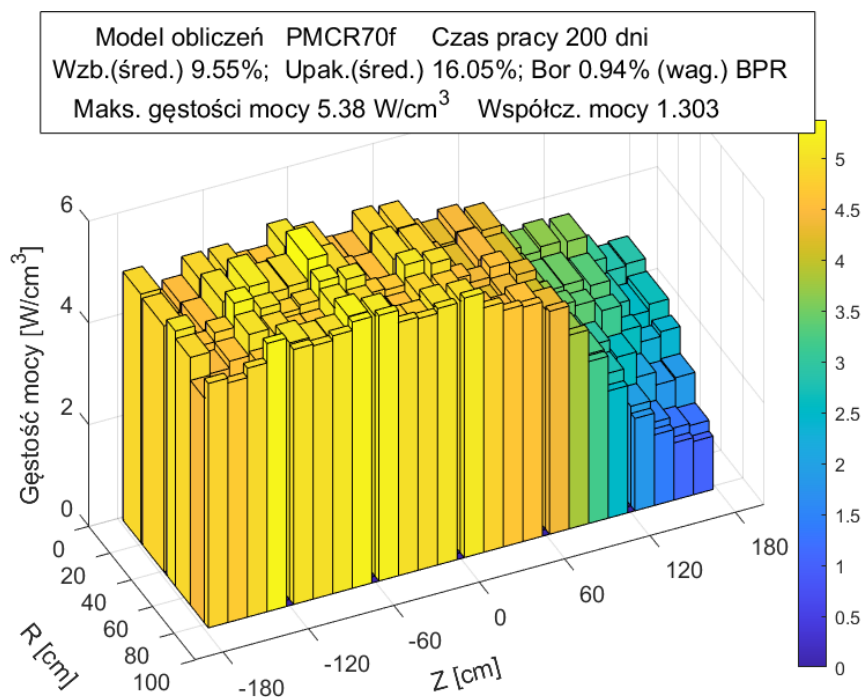
Rysunek IV-12. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=0,0^\circ$, w czasie pracy 650 dni



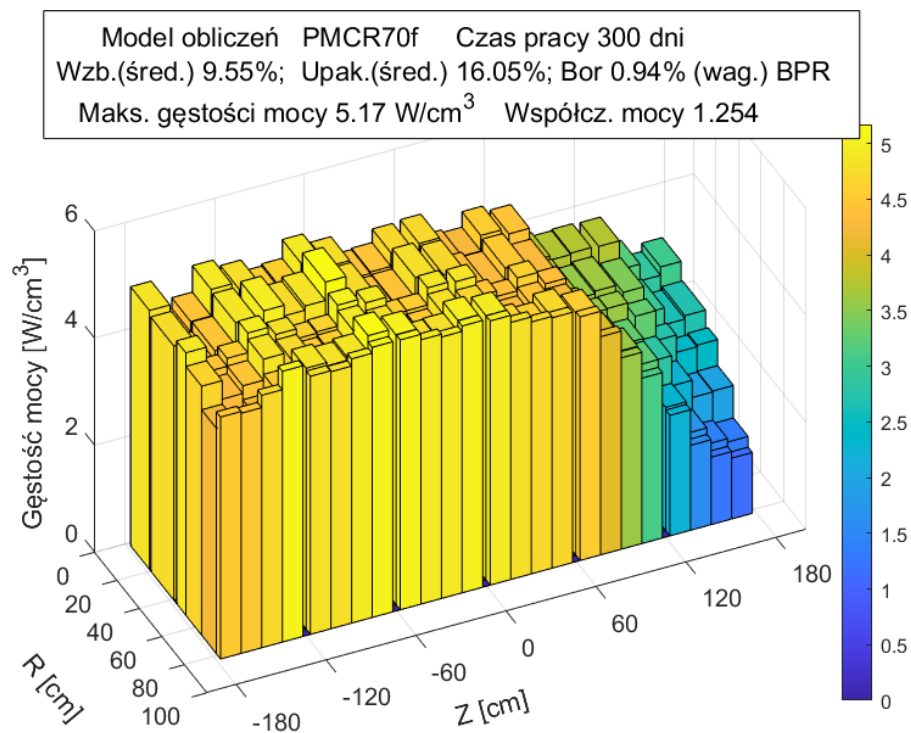
Rysunek IV-13. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 5 dni



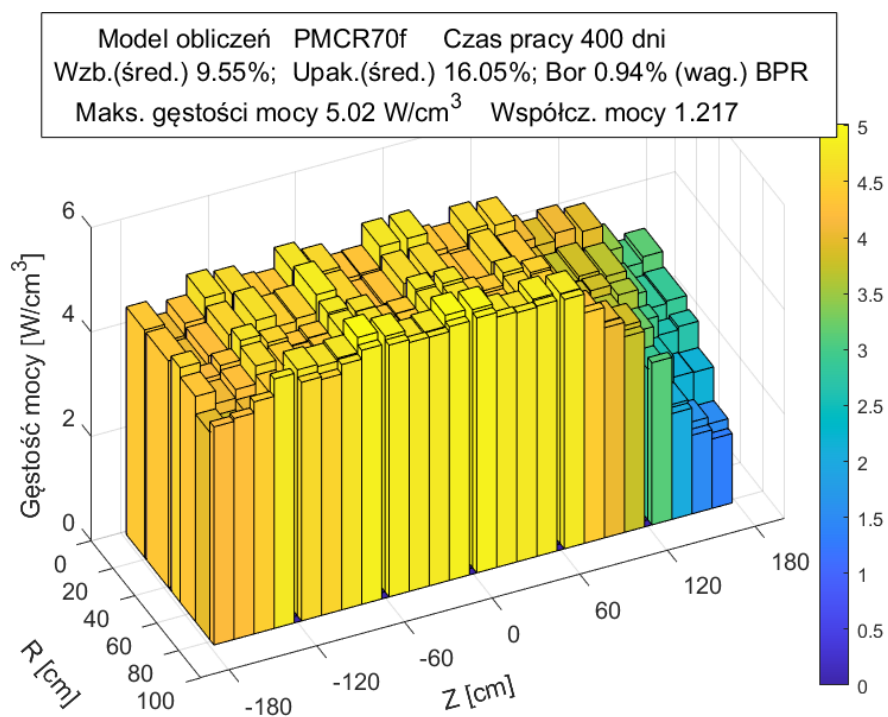
Rysunek IV-14. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 100 dni



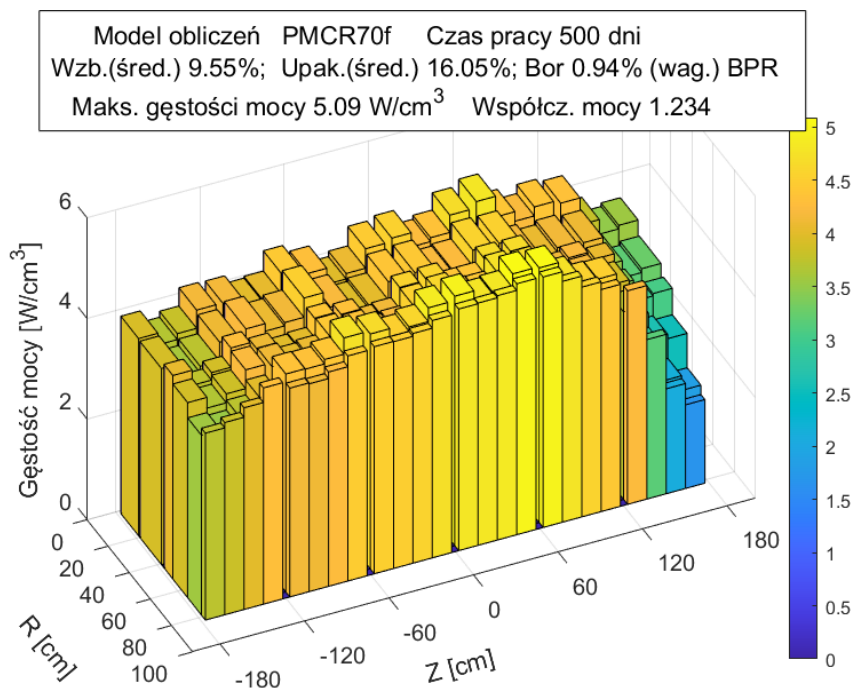
Rysunek IV-15. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 200 dni



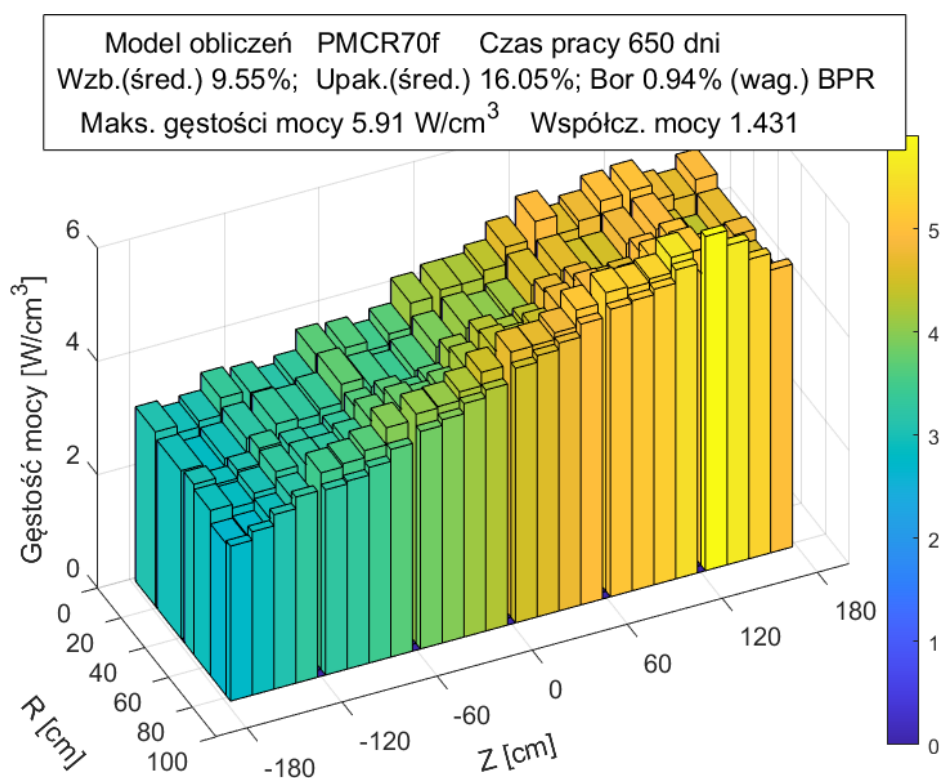
Rysunek IV-16. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 300 dni



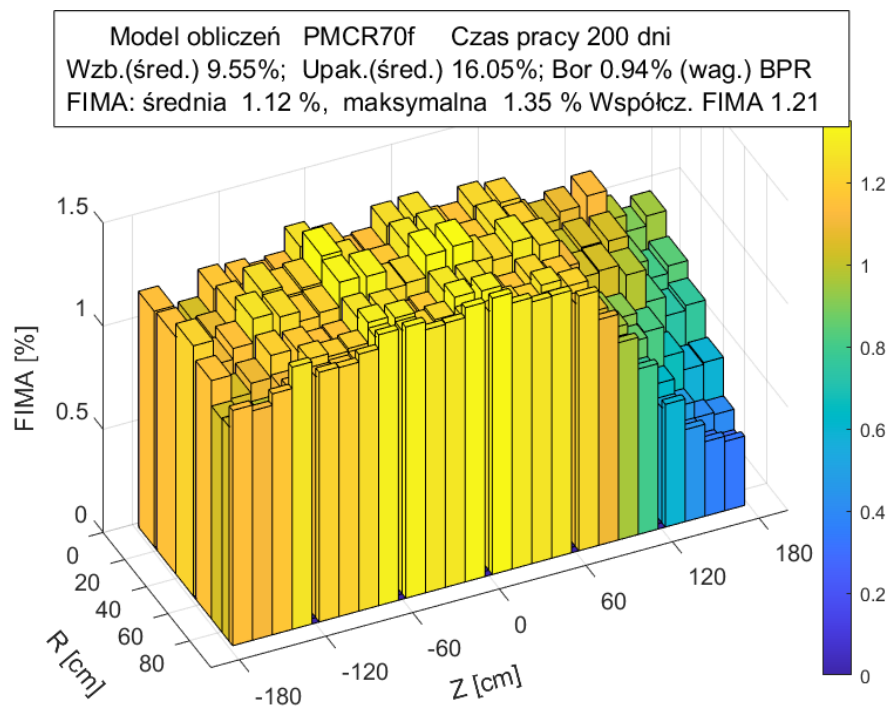
Rysunek IV-17. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 400 dni



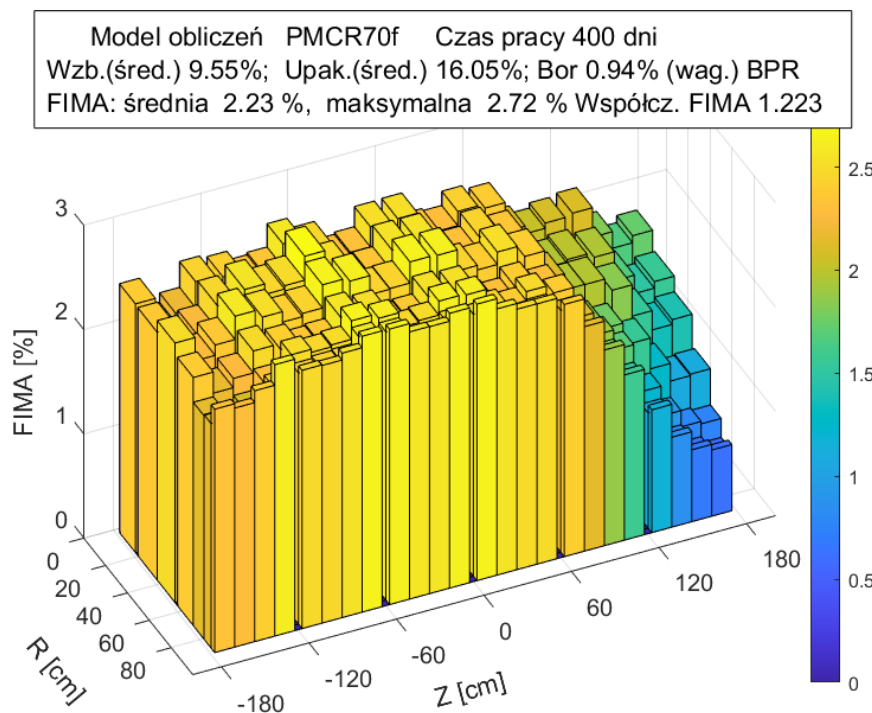
Rysunek IV-18. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 500 dni



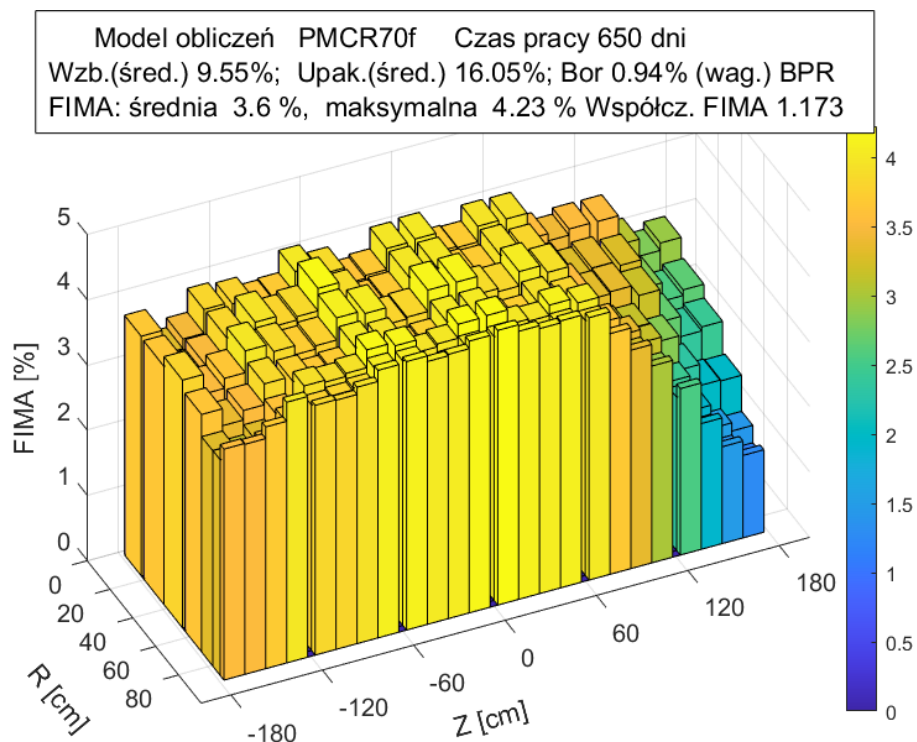
Rysunek IV-19. Ewolucja rozkładu gęstości mocy w konfiguracji PMCR70f na płaszczyźnie przekroju biegunowego $\varphi=30^\circ$, w czasie pracy 650 dni



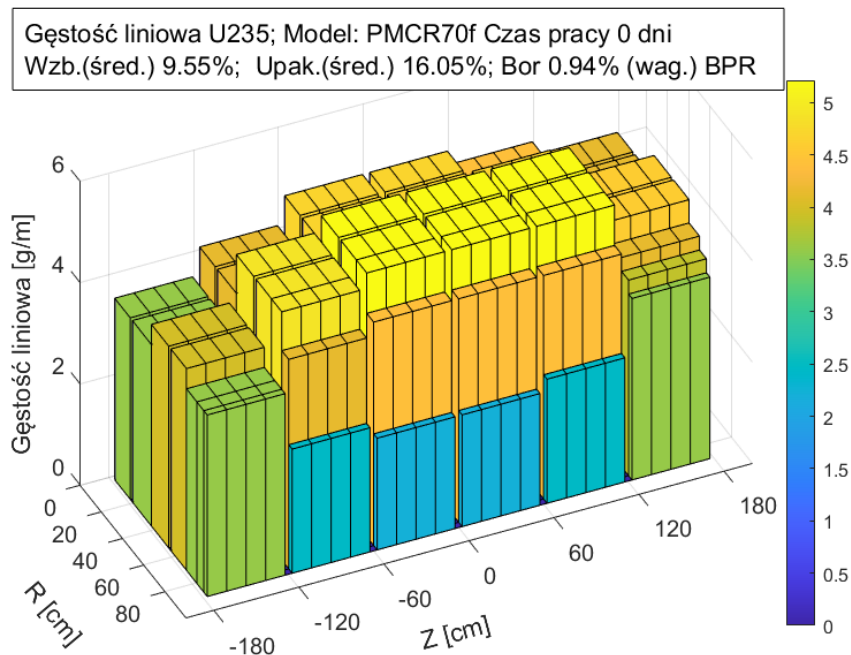
Rysunek IV-20. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 200 dni



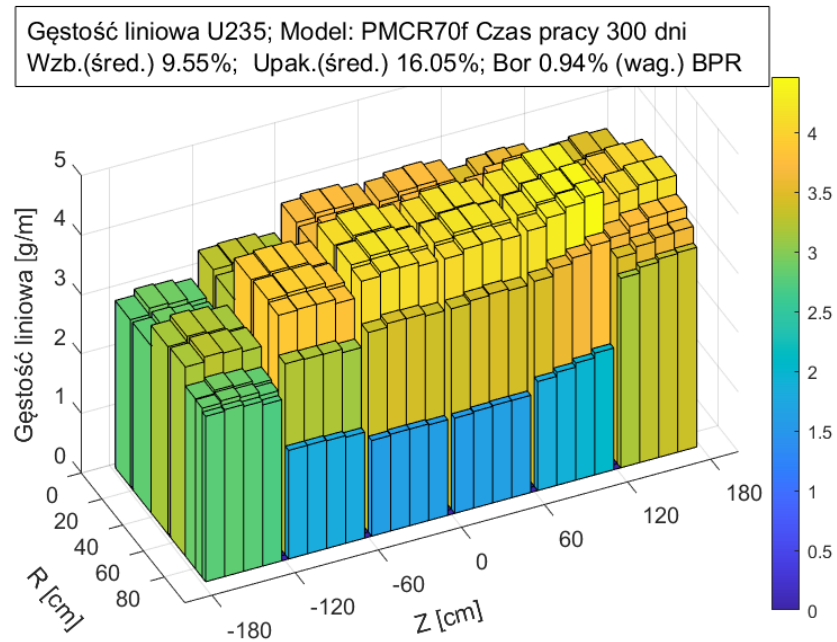
Rysunek IV-21. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 400 dni



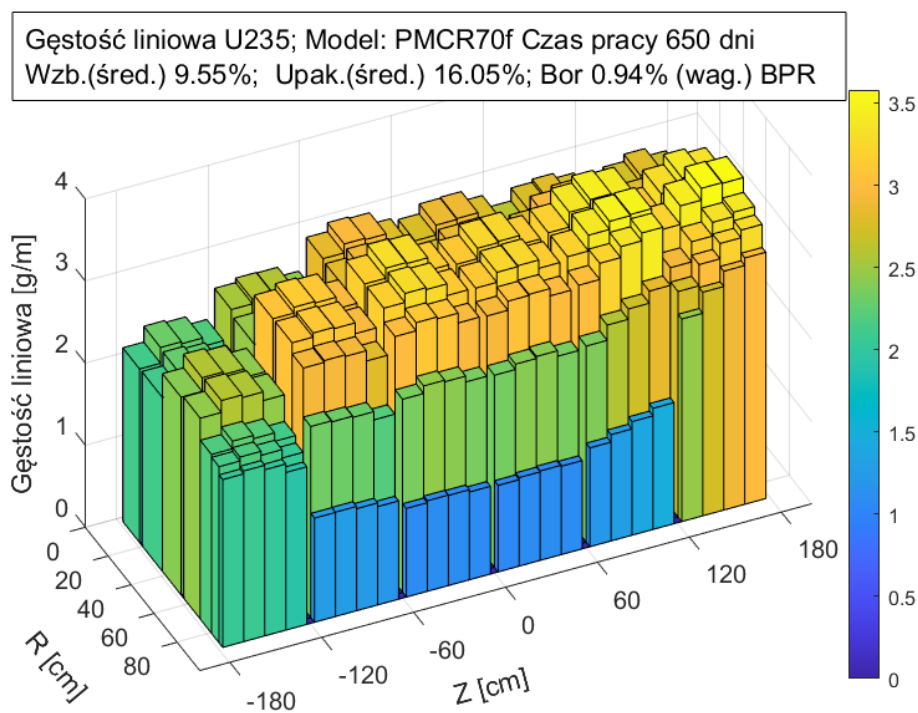
Rysunek IV-22. Konfiguracji optymalna PMCR70f: ewolucja FIMA w czasie pracy do 650 dni



Rysunek IV-23. Konfiguracji PMCR70f: Początkowa koncentracji U235 wyrażona gęstością liniową U235 w kompaktach paliwowych.



Rysunek IV-24. Konfiguracji PMCR70f: Ewolucja koncentracji U235 wyrażona gęstością liniową U235 w kompaktach paliwowych w czasie pracy do 300 dni

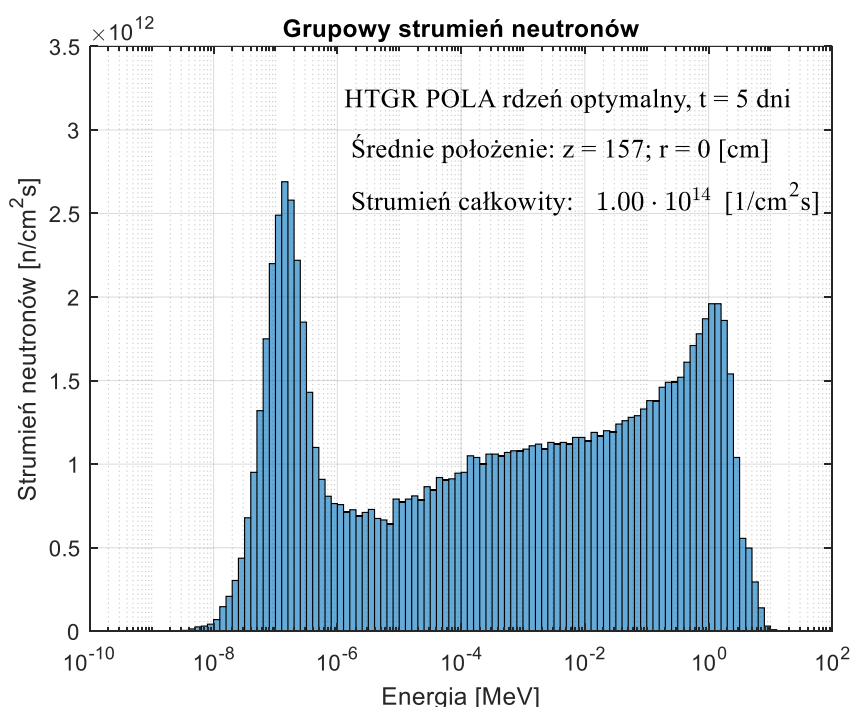


Rysunek IV-25. Konfiguracji PMCR70f: Ewolucja koncentracji U235 wyrażona gęstością liniową U235 w kompaktach paliwowych w czasie pracy do 650 dni

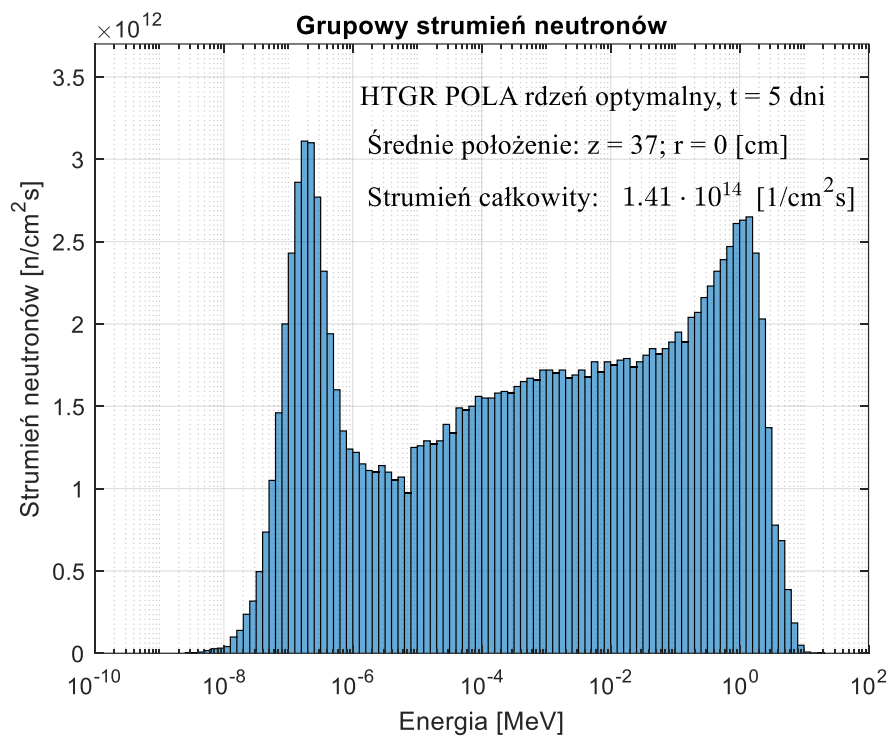
(IV) 2.2. Rozkłady strumienia neutronów

Widmo strumienia neutronów prezentowane jest wzdłuż osi rdzenia tzn. jest uśredniona w pierwszej strefie radialnej obejmującej kolumnę centralną. Prezentowane są wyniki uśrednione na trzech wysokościach 157 cm, 37 cm - 157 cm. Gdzie przyjęto, że środek rdzenia leży w środku układu odniesienia. Widmo neutronów przedstawione jest w postaci histogramu grupowego strumienia neutronów, gdzie szerokości grup energetycznych są stałe w wymiarze letargii. Jest to równoważne, jeżeli chodzi o kształt funkcji, widmu neutronów tj. gęstości strumienia neutronów na jednostkę letargu. Rysunki przedstawiają obliczenia dla trzech punktów czasowych: 5 dni (XeEq), 300 dni (MOC) i 650 dni (EOC).

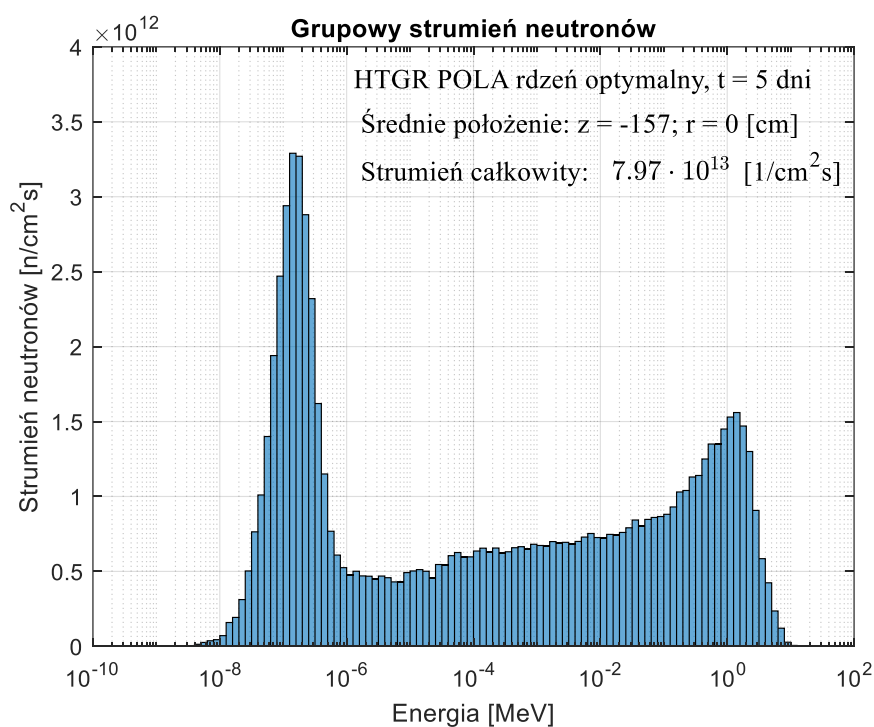
2.2.1. Początek życia: 5 dni



Rysunek IV-26. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni

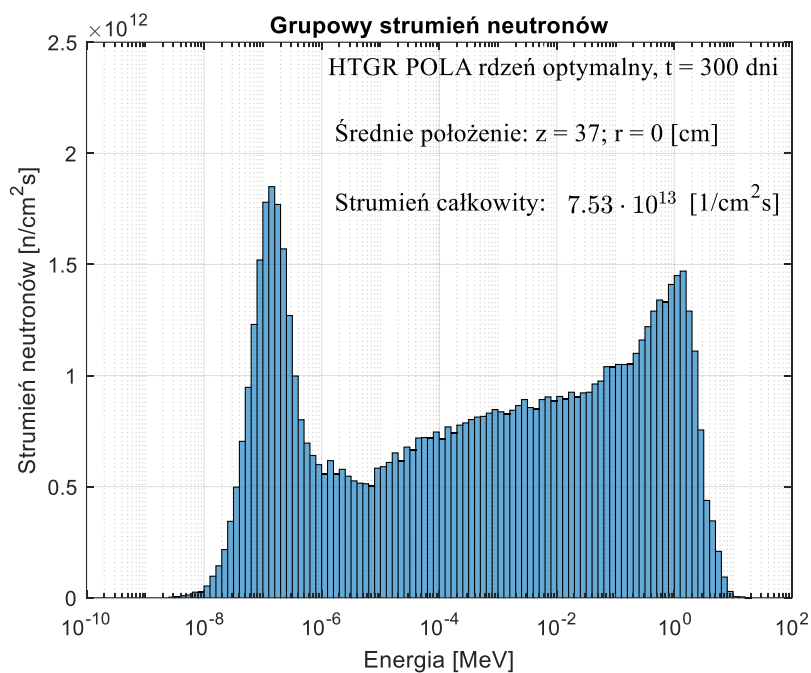


Rysunek IV-27. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni

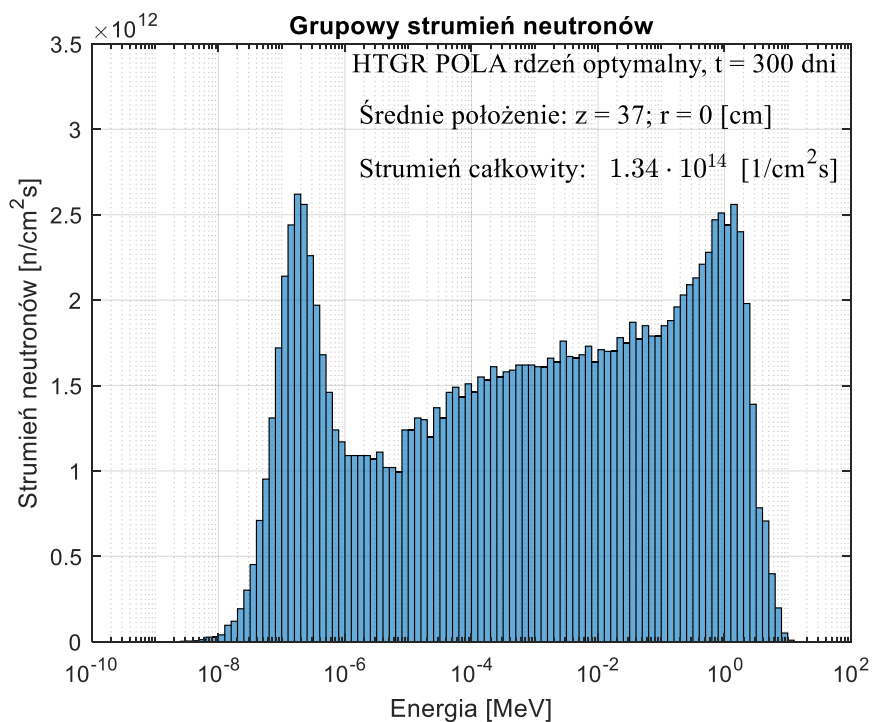


Rysunek IV-28. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 5 dni

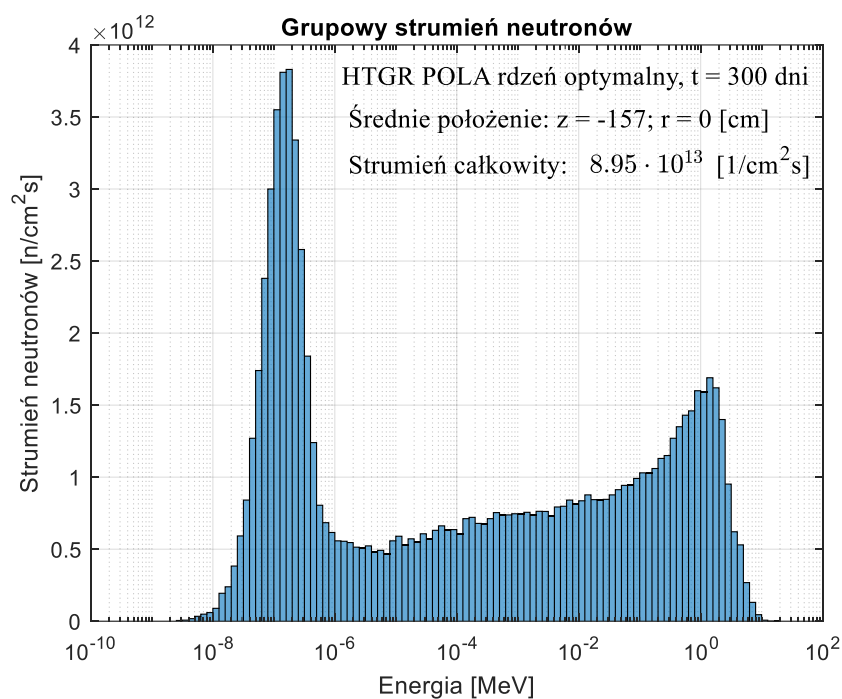
2.2.1. Środek życia 300 dni



Rysunek IV-29. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni

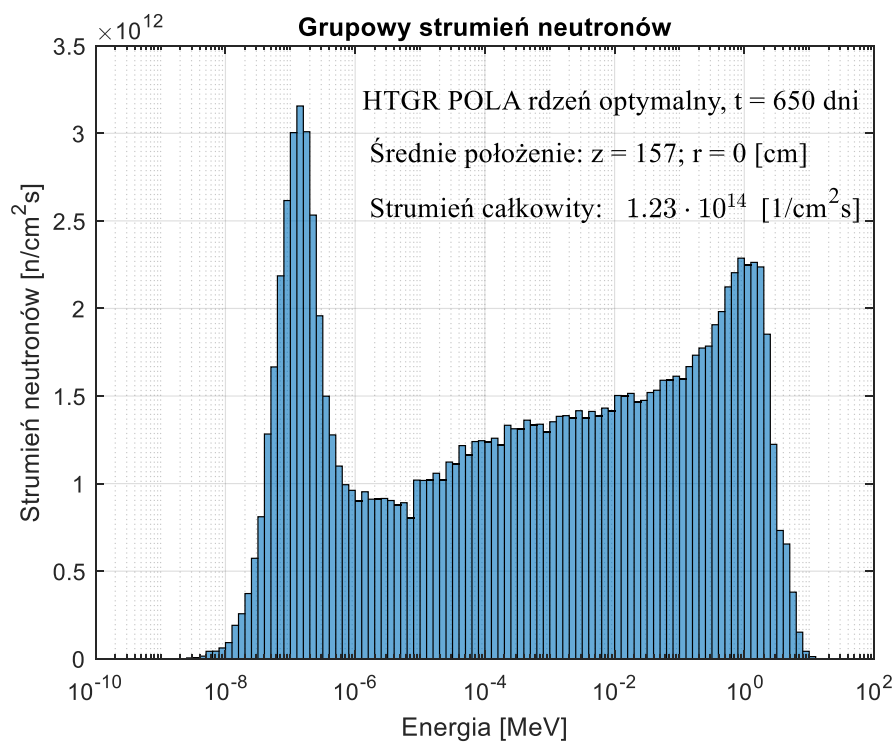


Rysunek IV-30. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni

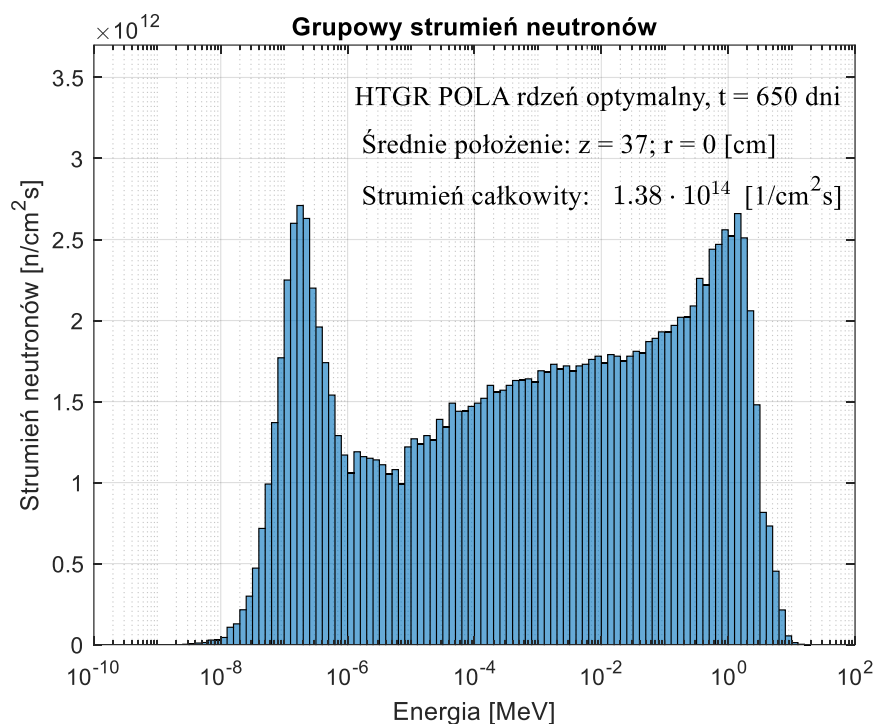


Rysunek IV-31. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 300 dni

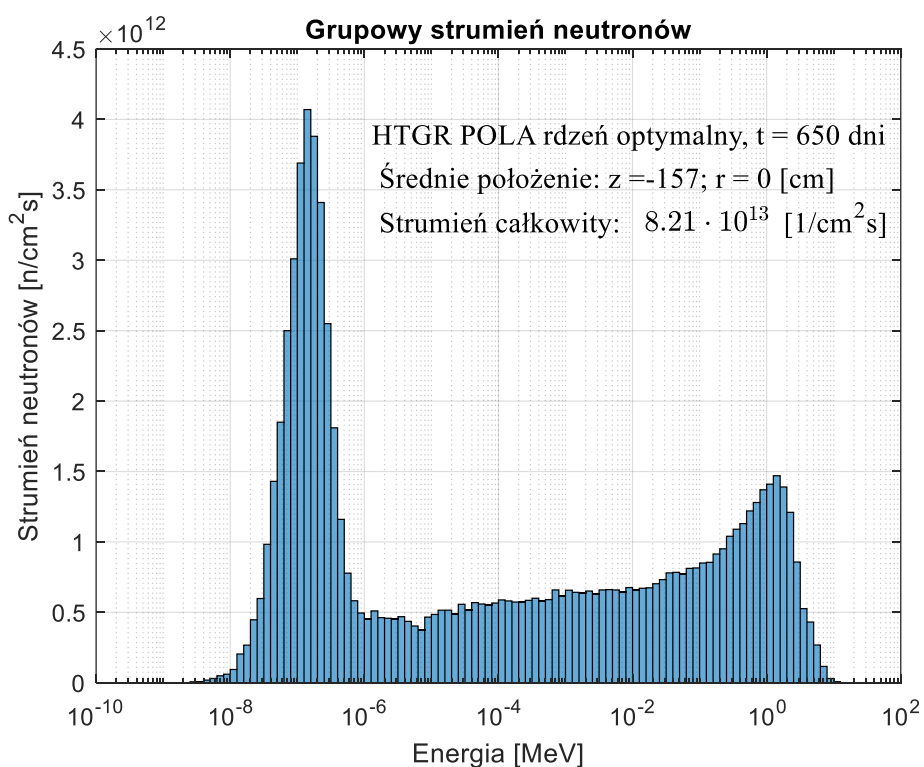
2.2.1. Koniec życia 650 dni



Rysunek IV-32. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w górnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni



Rysunek IV-33. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w środkowej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni



Rysunek IV-34. Konfiguracji PMCR70f: Widmo neutronów w dolnej lokalizacji rdzenia w czasie pracy 650 dni

Rozdział V Charakterystyki punktowe rdzenia optymalnego

(V) 1. Analizy reaktywnościowe

(V) 1.1. Analizy dla stanu początkowego – zimny reaktor

1.1.1. Reaktywność całkowita rdzenia w funkcji zanurzenia prętów

Reaktywność prętów została wyliczona w sekwencji przedstawionej w tabeli poniżej. Pręty wysuwane są od stanu pełnego zanurzenia w sekwencji wg. pozycji. Kolejność podnoszenia: RSC, Startowe, Operacyjne CR#1 i CR#2.

Tabela V-1. Reaktywność całkowita rdzenia w funkcji zanurzenia prętów

Pozycja	Zanurzenie sekcji prętów [cm]				k-eff	Reaktywność całkowita [pcm]	Wartość reaktywnościowa prętów [pcm]			
	RSC	Start.	Operacyjne				RSC	Start.	CR#1	CR#2
			CR#1	CR#2						
0	360	360	360	360	0.8747	-14 325				
1	300	360	360	360	0.87623	-14 125				
2	240	360	360	360	0.87633	-14 112				
3	180	360	360	360	0.87309	-14 536				
4	120	360	360	360	0.87739	-13 974				
5	60	360	360	360	0.87849	-13 832				
6	-20	360	360	360	0.87951	-13 700	625			
7	-20	300	360	360	0.88439	-13 072				
8	-20	240	360	360	0.90817	-10 112				
9	-20	180	360	360	0.92608	-7 982				
10	-20	120	360	360	0.9418	-6 180				
11	-20	60	360	360	0.95683	-4 512				
12	-20	-20	360	360	0.97484	-2 581		11 119		
13	-20	-20	300	360	0.97714	-2 339				
14	-20	-20	240	360	0.98518	-1 504				
15	-20	-20	180	360	0.99759	-242				
16	-20	-20	120	360	1.00746	740				
17	-20	-20	60	360	1.02155	2 110				
18	-20	-20	-20	360	1.0416	3 994			6 575	
19	-20	-20	-20	300	1.04502	4 308				
20	-20	-20	-20	240	1.06608	6 198				
21	-20	-20	-20	180	1.08855	8 135				
22	-20	-20	-20	120	1.10747	9 704				
23	-20	-20	-20	60	1.12631	11 214				
24	-20	-20	-20	-20	1.15064	13 092				9 098

Kolor zielony wskazuje wartości reaktywnościowe całej grupy prętów w badanej sekwencji. Wartość systemu RSC przy jego uruchamianiu w stanie, gdy wszystkie inne pręty są wysunięte będzie ponad 10 krotnie większa niż w bieżącej kolejności. Zasadniczo każda z trzech grup: RSC, CR#1 oraz CR#2 ma podobną wartość reaktywności i to kolejność decyduje o bieżącej wartości.

1.1.1. Błędny załadunek bloków przy przeładunku

Pomyłkowy załadunek bloków jest teoretycznie możliwy, szczególnie przez pomylenie bloków z tej samej kolumny. Analiza została wykonana dla przestawienia bloków w kolumnie centralnej, gdzie blok 3 warstwy o największej zawartości paliwa jest zamieniony z blokiem 6 warstwy, o najmniejszej wartości paliwa. Błąd ten wywołuje marginalne zwiększenie reaktywności o 270 pcm przy niepewności 90 pcm w stanie początkowym. Po osiągnięciu stanu równowagi termicznej oraz ksenonowej a także ustabilizowaniu prętów regulacyjnych różnica zapasu reaktywności wywołana błędem ulega zmniejszeniu i oscyluje w przedziale od -100 do - 200 pcm. Wynika to marginalnego zmniejszenia wartości reaktywnościowej prętów regulacyjnych.

(V) 1.2. Analizy dla stanu równowagi ksenonowej BOL+5D XeEq

1.2.1. Przypadkowe wyciągnięcie pojedynczego pręta

Symulacja wyciągania pojedynczego pręta została wykonana w sekwencji z następującym po niej wysuwaniem pozostałych pięciu prętów a następnie wyciągnięciu pozostałych sześciu prętów operacyjnych. Stan ten rozpoczyna się po 5 dniach pracy, gdy reaktor posiada wysunięte pręty startowe oraz RSC a pręty operacyjne pracujące wspólnie są zanurzone do poziomu utrzymującego stan krytyczny. Jest to wartość zanurzenia równa 60 cm. Następnie wysuwane są pręty a wartości reaktywności wyliczane co każde 5 cm zmiany zanurzenia. Wyniki zbiorczo przedstawione są w następnej sekcji.

1.2.2. Wysuwanie prętów w grupach

Wyniki symulacji sekwencyjnego wysuwania prętów przedstawia Tabela V-2. Na zielono zaznaczona jest pozycja przemieszczanych w danym kroku prętów. Sekwencja rozpoczyna się od pojedynczego pręta którego wartość reaktywności

zwłaszcza przy wysuwaniu go jako pierwszego jest mała a zmiany reaktywności uzyskane w obliczeniach pokazują chwilowy wzrost reaktywności. Należy przyjąć, że jest to efekt fluktuacji statystycznych obliczeń, możliwe, że wywołanych częściowo fluktuacjami ksenonowymi. Ale to tylko wstępna hipoteza. Całkowita wartość reaktywności pojedynczego pręta wysuwanego z pozycji operacyjnej tj. 60 cm zanurzenia wynosi około 180 pcm. Wysunięcie pozostałych z grupy 5 prętów zmienia reaktywność o ponad 1000 pcm. Wysunięcie ostatniej grupy 6 prętów zmienia reaktywność o około 4000 pcm.

Tabela V-2. Reaktywność całkowita rdzenia w funkcji zanurzenia prętów przy sekwencji wysuwania 1 pręt, 5 prętów, 6 prętów

Zanurzenie [cm]					Zanurzenie [cm]						
L.p.	Single rod	Operacyjne		K-eff	ρ [pcm]	L.p.	Single rod	Operacyjne		K-eff	ρ [pcm]
		5 rods	CR#2					5 rods	CR#2		
0	60	60	60	0.99951	-49	25	-20	15	60	1.00816	809
1	55	60	60	0.99898	-102	26	-20	10	60	1.01076	1065
2	50	60	60	0.99864	-136	27	-20	5	60	1.01136	1123
3	45	60	60	0.99806	-194	28	-20	0	60	1.01285	1269
4	40	60	60	0.99906	-94	29	-20	-5	60	1.01262	1246
5	35	60	60	0.99966	-34	30	-20	-10	60	1.01479	1457
6	30	60	60	0.99995	-5	31	-20	-15	60	1.01459	1438
7	25	60	60	1.00027	27	32	-20	-20	60	1.01267	1251
8	20	60	60	1.00027	27	33	-20	-20	55	1.01605	1580
9	15	60	60	0.99942	-58	34	-20	-20	50	1.02076	2034
10	10	60	60	1.00032	32	35	-20	-20	45	1.02347	2293
11	5	60	60	1.00106	106	36	-20	-20	40	1.02634	2566
12	0	60	60	1.00057	57	37	-20	-20	35	1.02908	2826
13	-5	60	60	1.00123	123	38	-20	-20	30	1.03118	3024
14	-10	60	60	1.00133	133	39	-20	-20	25	1.03449	3334
15	-15	60	60	1.00161	161	40	-20	-20	20	1.03989	3836
16	-20	60	60	1.00128	128	41	-20	-20	15	1.04036	3879
17	-20	55	60	1.00239	238	42	-20	-20	10	1.04404	4218
18	-20	50	60	1.00237	236	43	-20	-20	5	1.04785	4566
19	-20	45	60	1.00497	495	44	-20	-20	0	1.05044	4802
20	-20	40	60	1.00605	601	45	-20	-20	-5	1.05113	4864
21	-20	35	60	1.00677	672	46	-20	-20	-10	1.05365	5092
22	-20	30	60	1.00807	801	47	-20	-20	-15	1.05618	5319
23	-20	25	60	1.00711	706	48	-20	-20	-20	1.05577	5282
24	-20	20	60	1.00882	874						

1.2.3. Reaktywność całkowita rdzenia podczas wysuwania wszystkich prętów

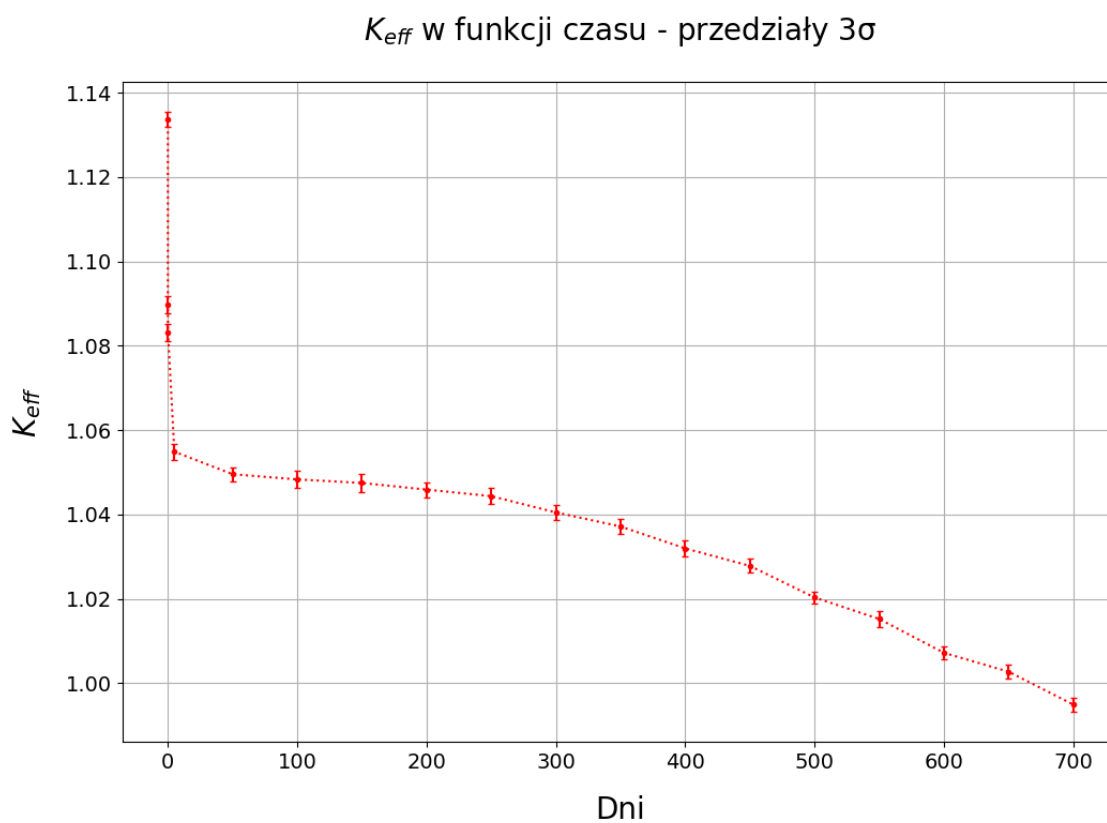
Stan ten rozpoczyna się po 5 dniach pracy, gdy reaktor posiada wysunięte pręty startowe oraz RSC a pręty operacyjne pracujące wspólnie są zanurzone do poziomu utrzymującego stan krytyczny. Jest to wartość zanurzenia równa 60 cm. Następnie wysuwane są pręty a wartości reaktywności wyliczane co każde 5 cm zmiany zanurzenia. Końcowa wartość reaktywności to 5300 pcm.

Tabela V-3. Reaktywność całkowita rdzenia podczas wysuwania wszystkich prętów ze stanu pracy operacyjnej w funkcji zanurzenia prętów

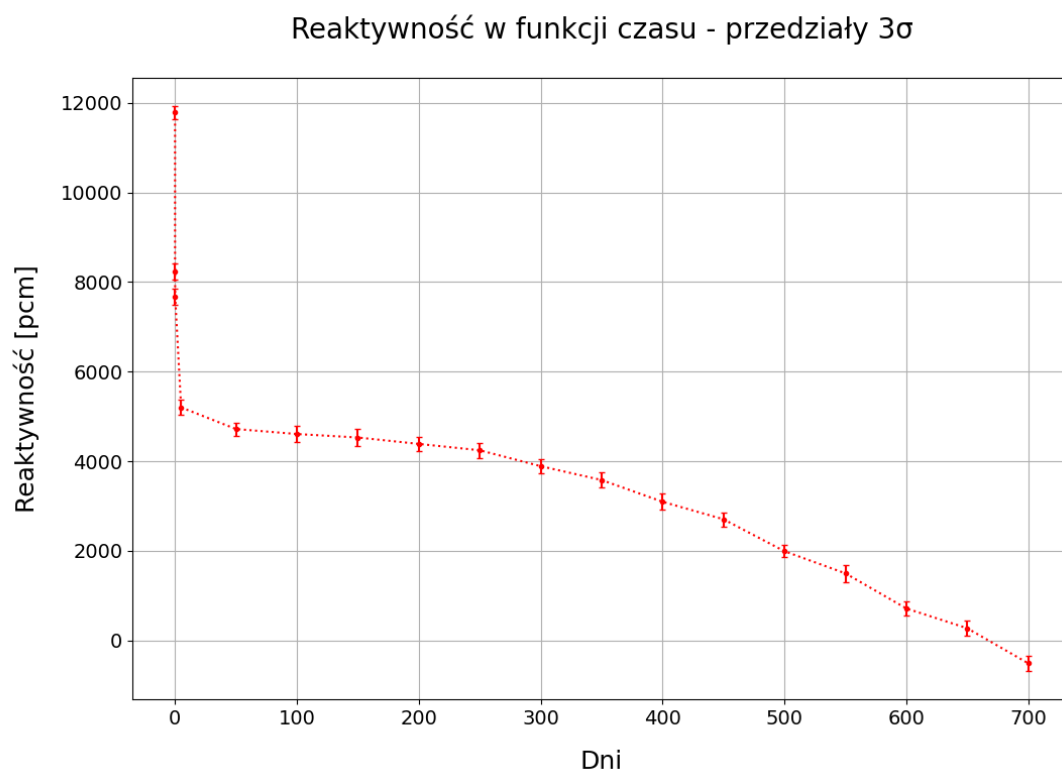
Pozycja	Sekcja prętów				k-eff	Reaktywność całkowita [pcm]
	RSC	Start.	Operacyjne			
			CR#1	CR#2		
0	-20	-20	60	60	0.99926	-74
1	-20	-20	55	55	1.00104	104
2	-20	-20	50	50	1.00315	314
3	-20	-20	45	45	1.00838	831
4	-20	-20	40	40	1.01083	1071
5	-20	-20	35	35	1.01344	1326
6	-20	-20	30	30	1.01911	1875
7	-20	-20	25	25	1.02252	2202
8	-20	-20	20	20	1.02687	2617
9	-20	-20	15	15	1.03117	3023
10	-20	-20	10	10	1.03497	3379
11	-20	-20	5	5	1.03861	3717
12	-20	-20	0	0	1.04306	4128
13	-20	-20	-5	-5	1.0464	4434
14	-20	-20	-10	-10	1.04975	4739
15	-20	-20	-15	-15	1.05369	5095
16	-20	-20	-20	-20	1.05599	5302

(V) 1.3. Zapas reaktywności prętów regulacyjnych

Następne rysunki przedstawiają przebiegi k_{eff} oraz wynikające z nich reaktywności dla poszczególnych punktów czasowych w przebiegu cyklu w pełni regulowanego wypalaniem truteczami oraz prętami regulacyjnymi.



Rysunek V-1. Ewolucja nadmiaru krytyczności w konfiguracji optymalnej.

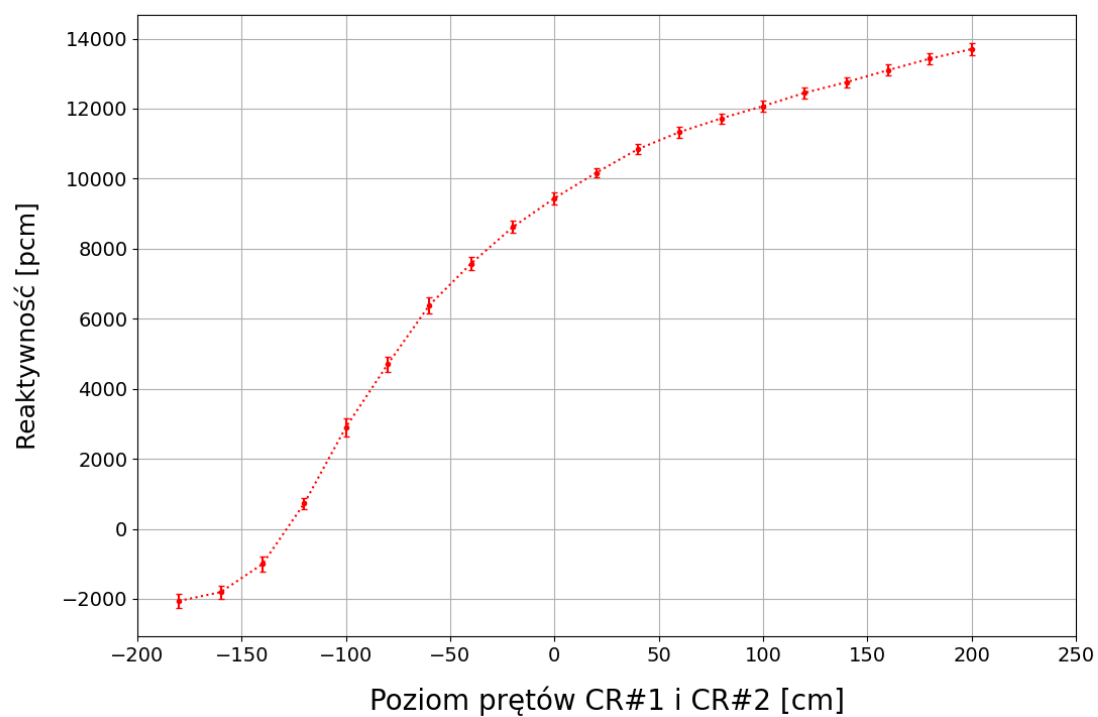


Rysunek V-2. Ewolucja nadmiarowej reaktywności w konfiguracji optymalnej.

(V) 1.4. Reaktywność prętów regulacyjnych

Rysunek III-18 przedstawia wyliczoną wartości dwóch sekcji prętów sterujących (12 prętów) w pracy wspólnej wyliczoną w stanie zimnym w początku życia BOL. Poziom zero na osi OX oznacza środek rdzenia. Pręty startowe oraz układ awaryjny RSC są wysunięte całkowicie.

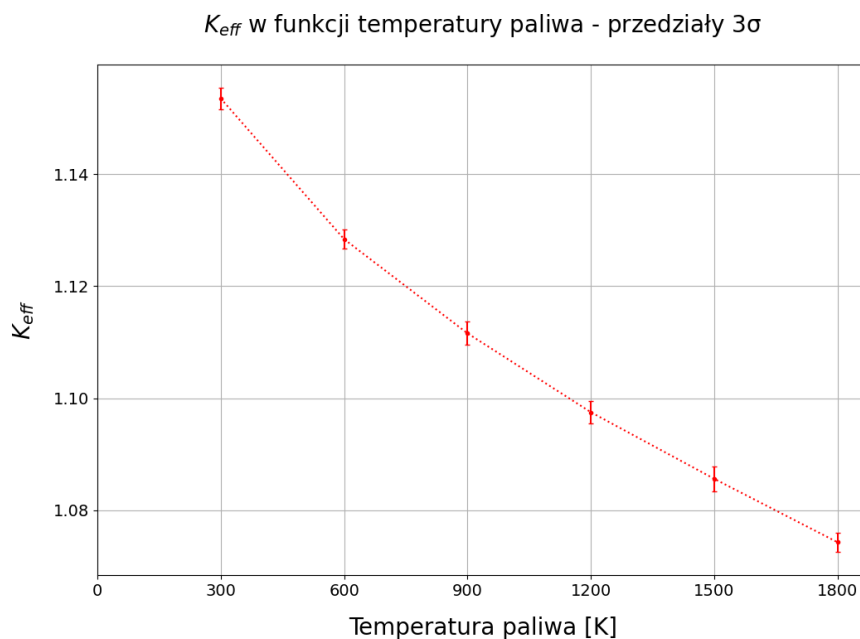
Reaktywność w funkcji położenia prętów CR#1 i CR#2 - przedziały 3σ



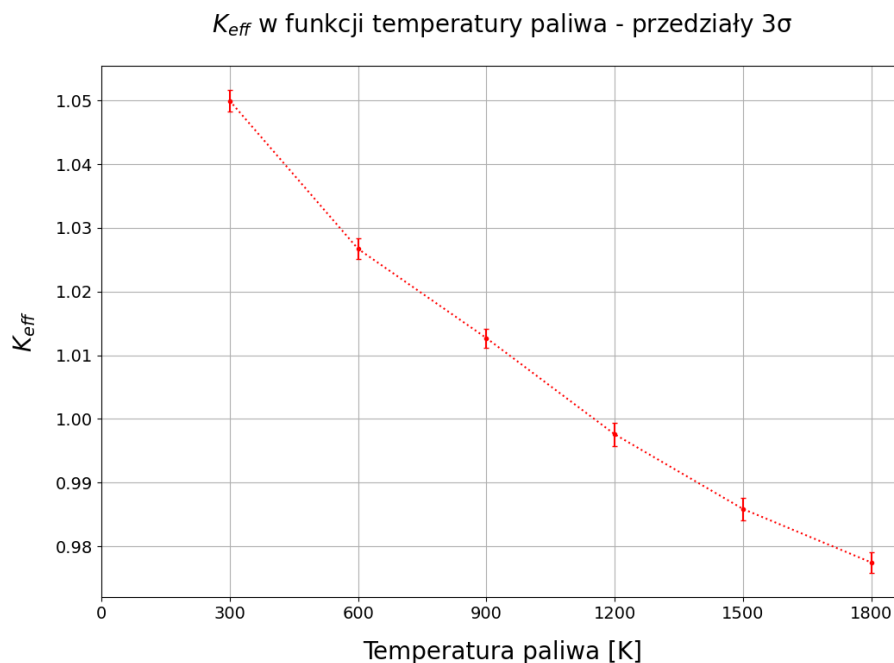
Rysunek V-3. Wartości reaktywność prętów sterujących na początku życia reaktora z rdzeniem optymalnym w stanie zimnym.

(V) 1.1. Reaktywności temperaturowe

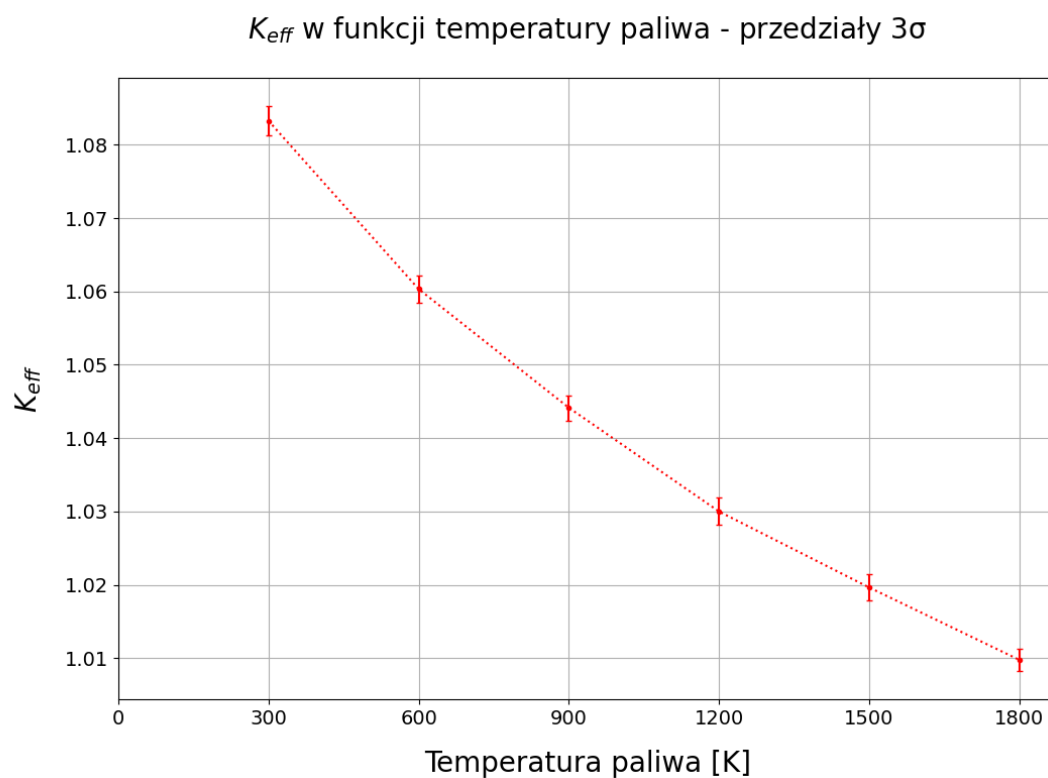
1.1.1. Reaktywności Dopplera Paliwa



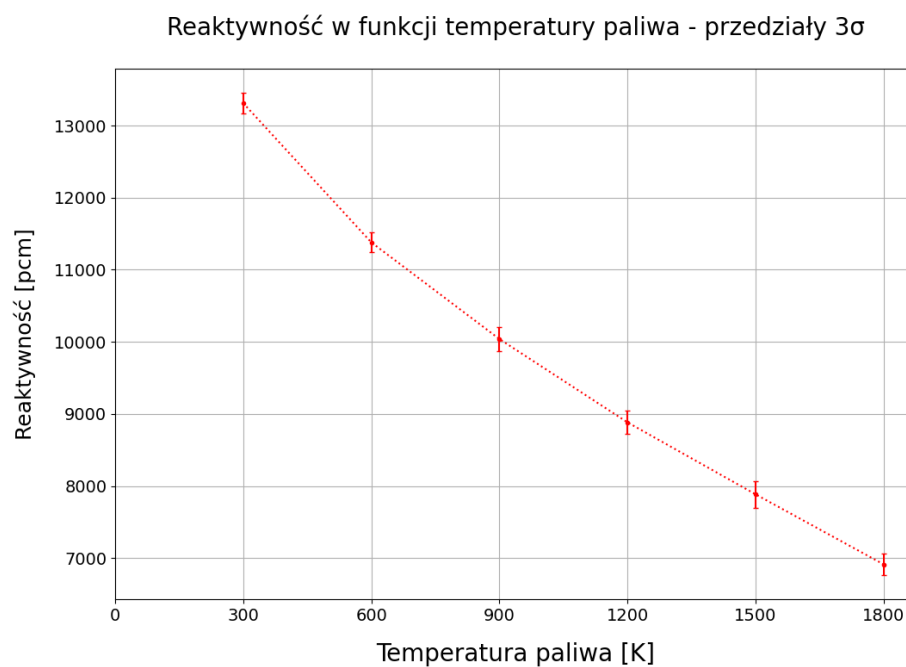
Rysunek V-4. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



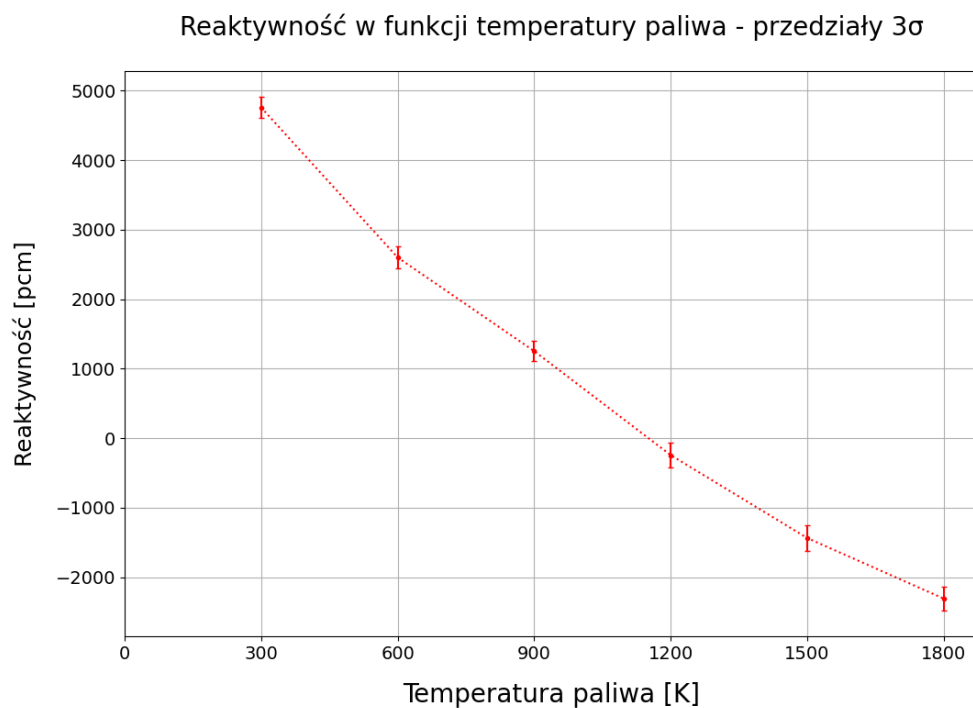
Rysunek V-5. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



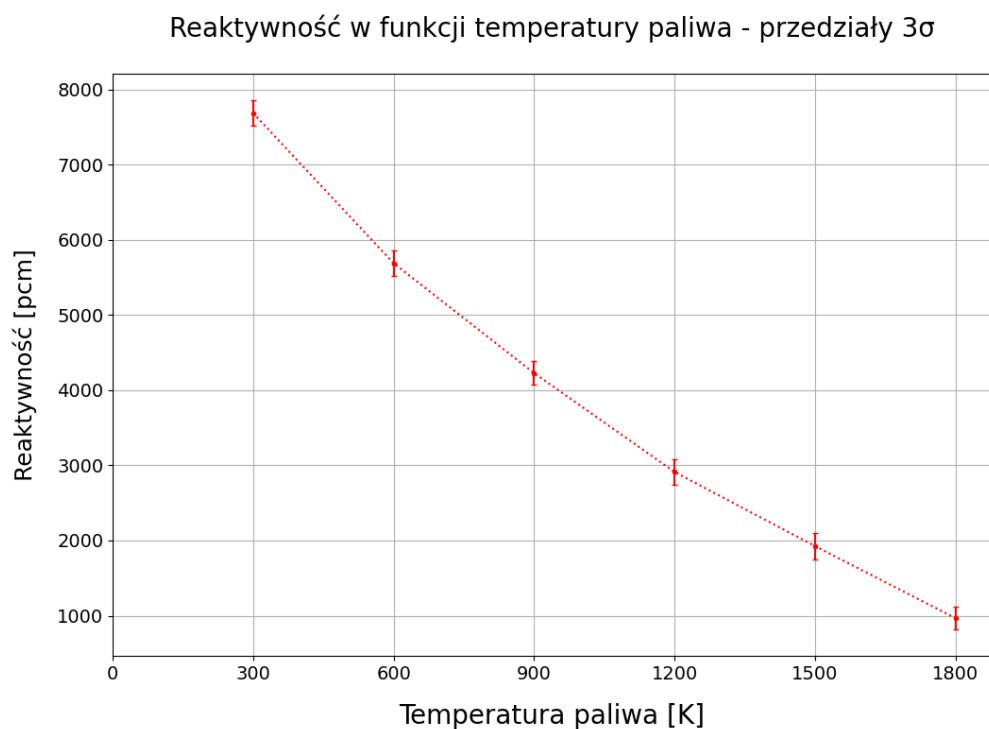
Rysunek V-6. Zależność krytyczności reaktora w funkcji temperatury paliwa na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



Rysunek V-7. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



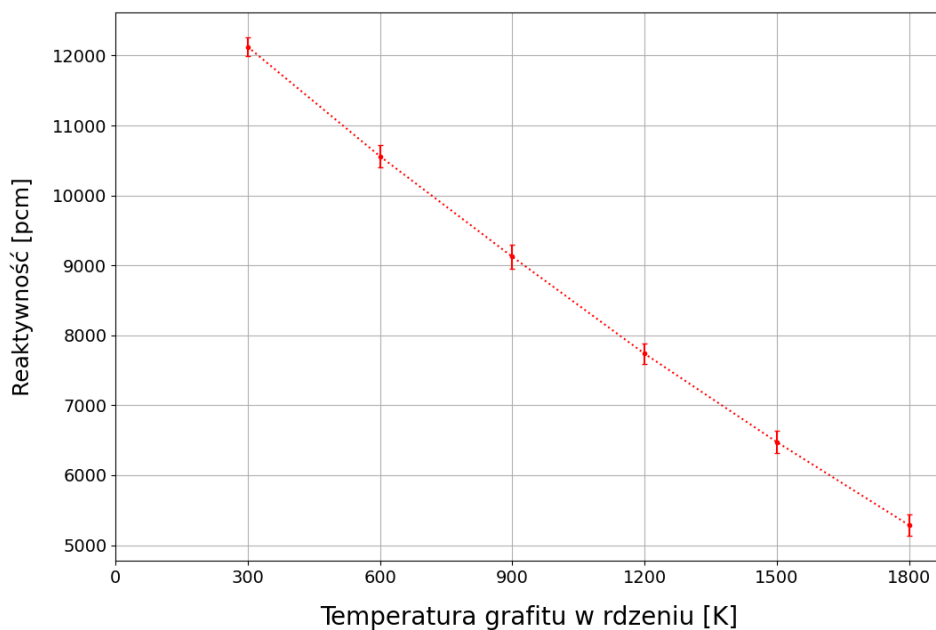
Rysunek V-8. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



Rysunek V-9. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury paliwa na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.

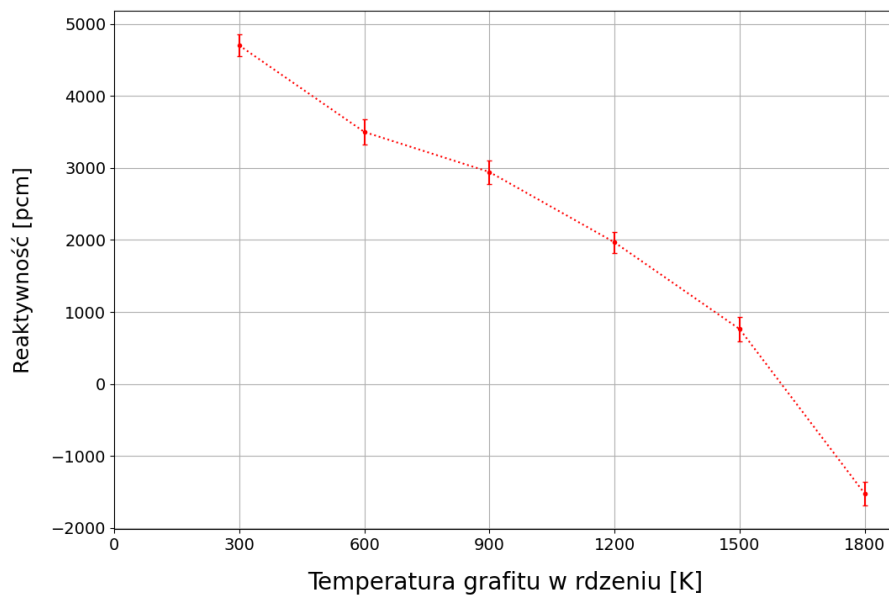
1.1.1. Reaktywności Moderatora

Reaktywność w funkcji temperatury grafitu w rdzeniu - przedziały 3σ

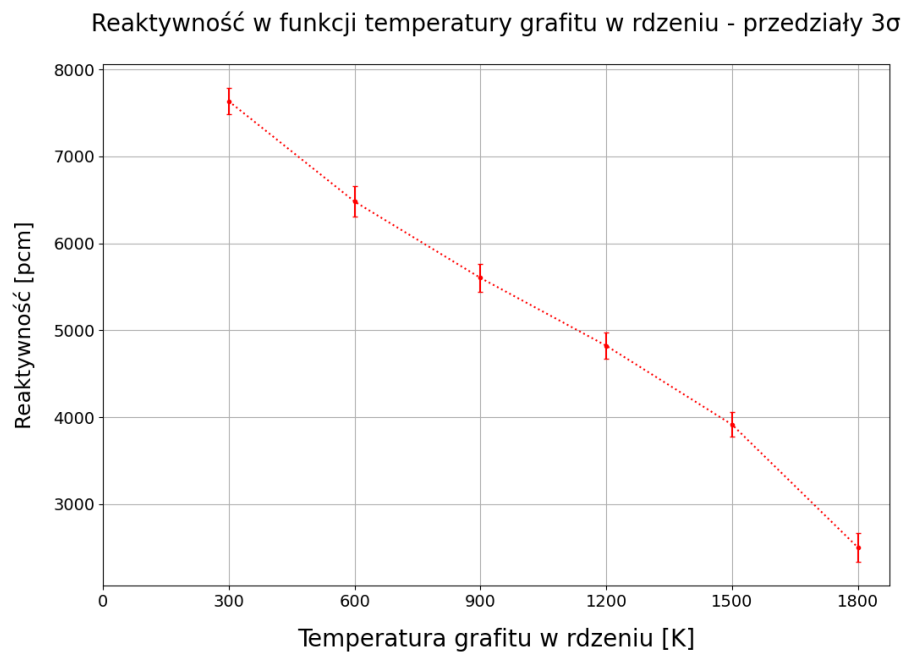


Rysunek V-10. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.

Reaktywność w funkcji temperatury grafitu w rdzeniu - przedziały 3σ

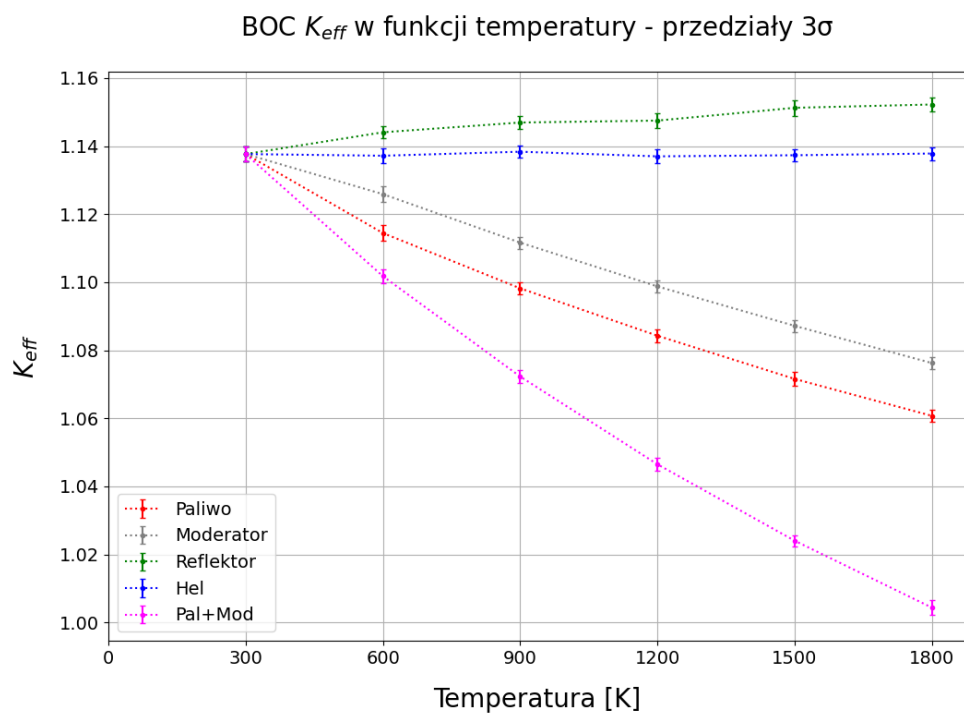


Rysunek V-11. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora w środku życia (MOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.

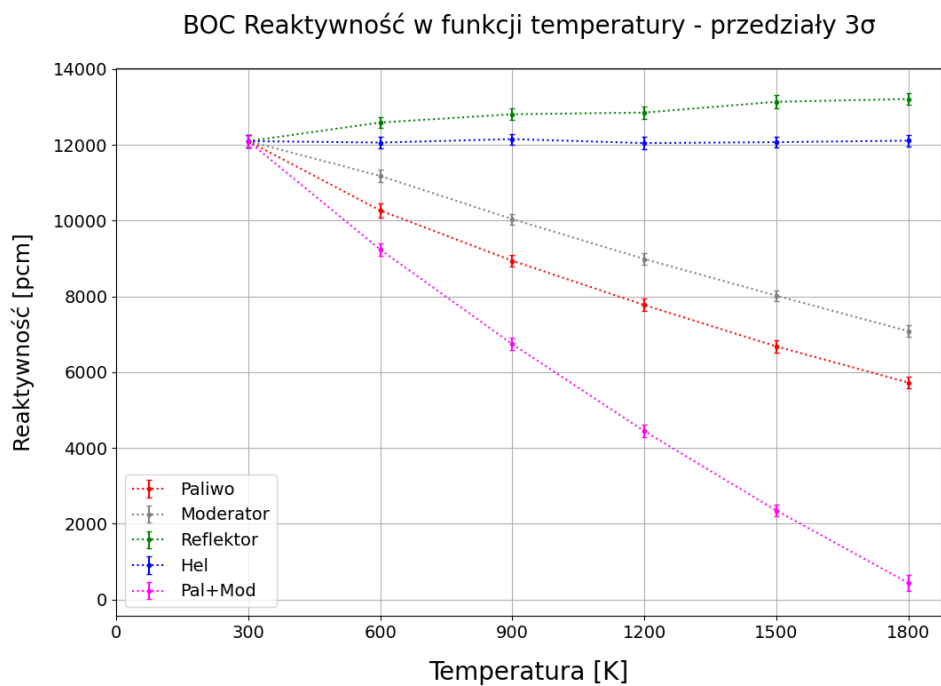


Rysunek V-12. Zależność reaktywności Dopplera w funkcji temperatury moderatora na końcu życia (EOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.

1.1.1. Reaktywności sumaryczna paliwa oraz grafitu



Rysunek V-13. Zależność krytyczności w funkcji temperatury rdzenia na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.



Rysunek V-14. Zależność reaktywności w funkcji temperatury rdzenia na początku życia (BOC) reaktora z rdzeniem optymalnym.

(V) 2. Analizy reaktywnościowe dla stanów eksploatacyjnych

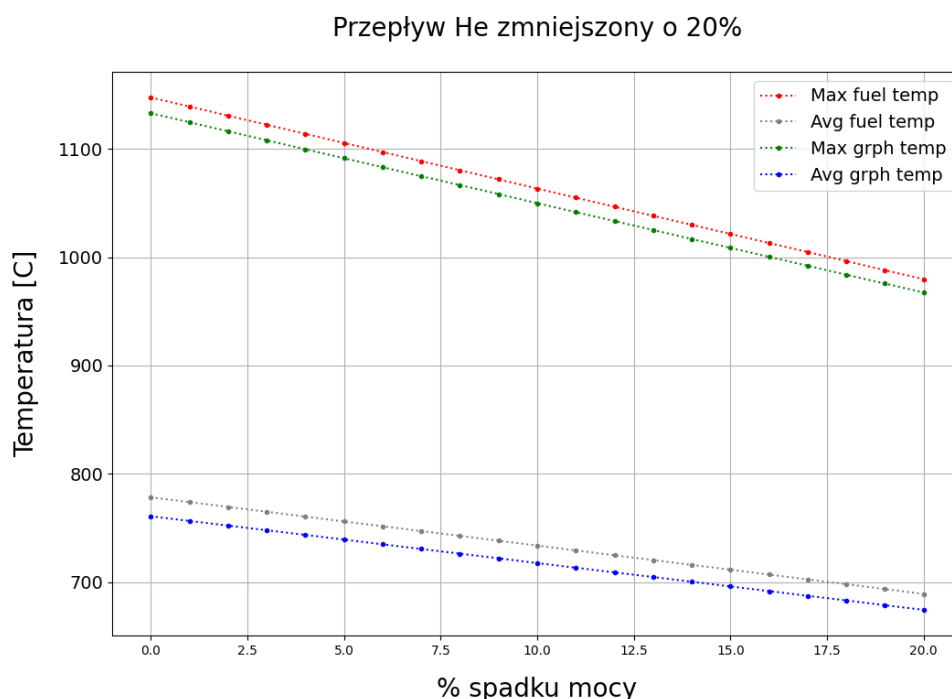
(V) 2.1. Odpowiedzi systemu na zmiany parametrów chłodzenia w stanie początkowym równowagi ksenonowej

Zmiany parametrów chłodzenia skutkują zmianą odbieranego strumienia ciepła co wywołuje zmianę temperatury rdzenia, która następnie wywołuje zmianę temperatury, a ta poprzez temperaturowe współczynniki reaktywności prowadzi do zmiany reaktywności. Zmiana reaktywności wywołuje przejście na inny poziom mocy co prowadzi do dopasowania generowanego ciepła do nowego poziomu odbieranego strumienia ciepła i w konsekwencji do stopniowego powrotu do stanu stacjonarnego, ale na nowym poziomie mocy. Powyższy przebieg stanów nieustalonych występuje dla reaktora z negatywnymi współczynnikami temperaturowymi reaktywności, co w przypadku reaktora POLA zostało wykazane na poziomie symulacji komputerowej w poprzednich rozdziałach. Obecna symulacja ma na celu znalezienie nowego poziomu mocy dla wybranych scenariuszy zmiany parametrów chłodzenia bez odpowiedzi operatora w ustawieniu prętów regulacyjnych. W symulacji zakładamy, że dana zmiana pociągnie za sobą określoną zmianę mocy reaktora a następnie prowadzimy symulację pracy reaktora w nowych warunkach chłodzenia i sprawdzamy, czy reaktor dąży do stanu równowagi reaktywnościowej. Jeśli równowaga nie zostaje osiągnięta dopasowujemy założenia i ponawiamy symulację aż odnajdziemy równowagowy poziom mocy. W celu wstępnego określenia nowego poziomu mocy, wykorzystujemy wstępnie wyliczone zależności temperatury paliwa oraz moderatora w funkcji spadku mocy reaktora dla założonej zmiany warunków przepływu. Należy zaznaczyć, że wielkość zmiany reaktywnościowej w tym przypadku oraz jej przebieg czasowy ma poboczne znaczenie, gdyż system posiada pewną bezwładność cieplną oraz odpowiada zmianą przeciwną co prowadzi do wyzerowania reaktywności. Dokładny przebieg czasowy przemiany wymaga połączonych obliczeń kinetyki oraz termohydrauliki. Na obecnym etapie wykonane zostały równowagowe analizy reaktywnościowe. Początkowy stan reaktora to początkowy okres pracy po uzyskaniu równowagi ksenonowej tj. po 5 dniach pracy. Charakteryzuje się on następującymi parametrami temperatury:

- Temperatura maksymalna paliwa 985.5 [$^{\circ}$ C]
- Temperatura średnia paliwa 699.3 [$^{\circ}$ C]
- Temperatura maksymalna grafitu 970.1 [$^{\circ}$ C]
- Temperatura średnia grafitu 681.0 [$^{\circ}$ C]

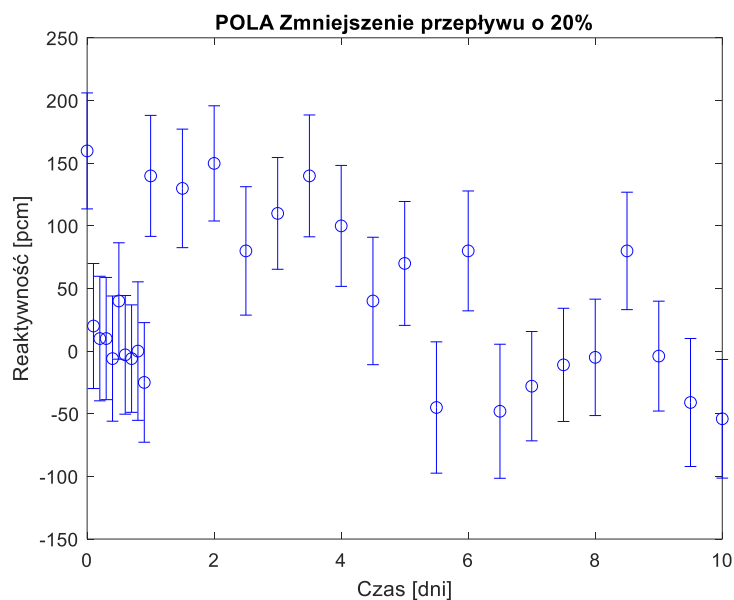
2.1.1. Zmniejszenie przepływu chłodziwa o 20%

W pierwszym scenariuszu zakładamy zmniejszeni przepływu chłodziwa o 20%. Jak widzimy na wykresie poniżej zależności temperatury paliwa oraz moderatora w funkcji spadku mocy reaktora dla tego przypadku, temperatury paliwa i moderatora rosną ponad 60 $^{\circ}$ C. Odpowiedź systemu zmniejszająca reaktywności będzie występować, dopóki temperatury nie wrócą do wartości początkowych tj. blisko 20% zmniejszenia mocy reaktora.

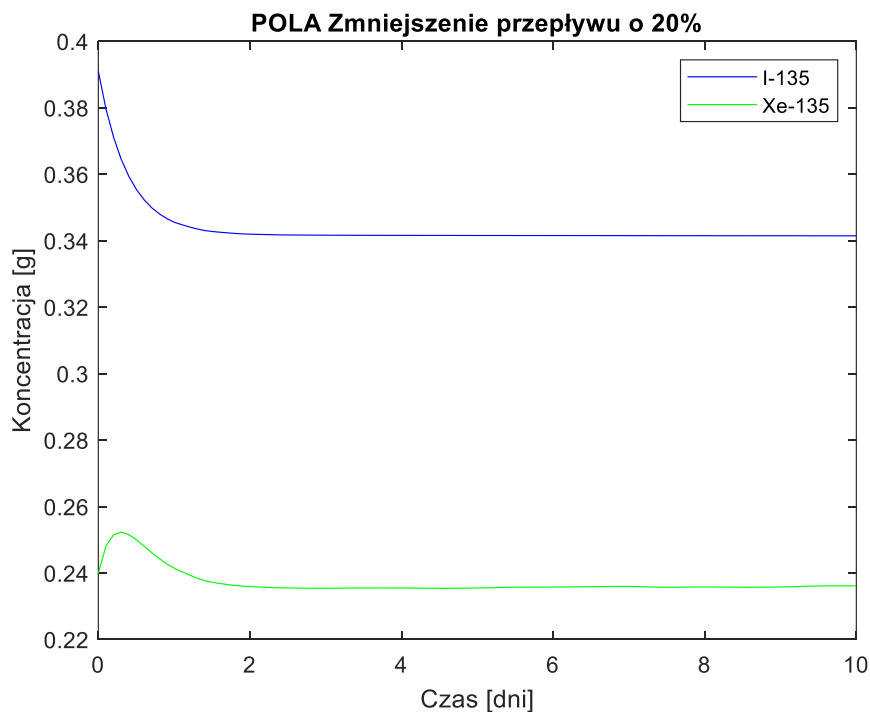


Rysunek V-15. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji spadku mocy przy przepływie zmniejszonym o 20%

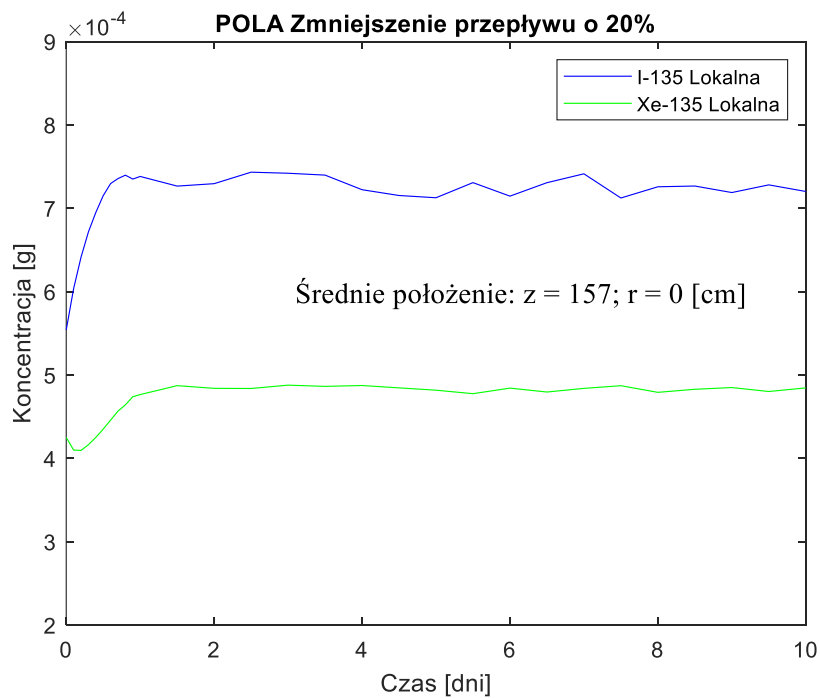
Symulację, w której system wraca do stanu równowagi uzyskujemy dla założonego spadku mocy o 18%. Początkowa wartość reaktywności (ujemna) wywołana zmniejszeniem przepływu o 20% wynosi około - 700 pcm.



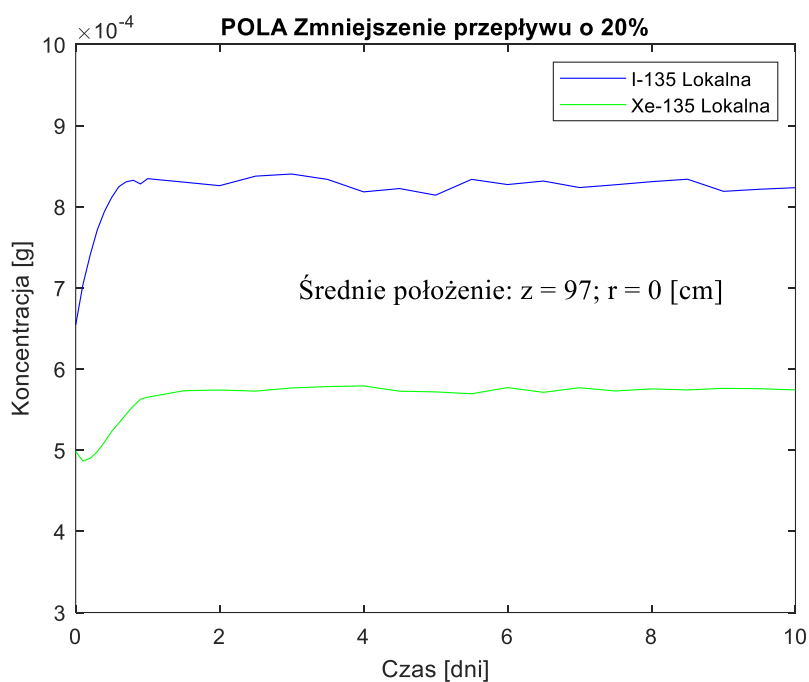
Rysunek V-16. Symulacja dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18%



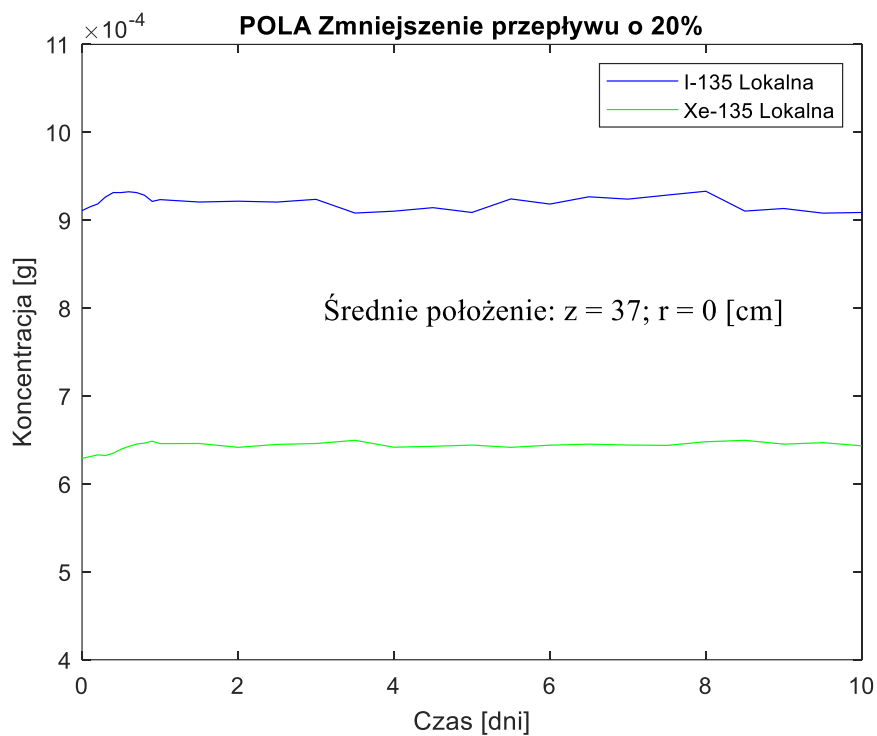
Rysunek V-17. Przebieg koncentracji truczyn w dążeniu do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% (cały rdzeń)



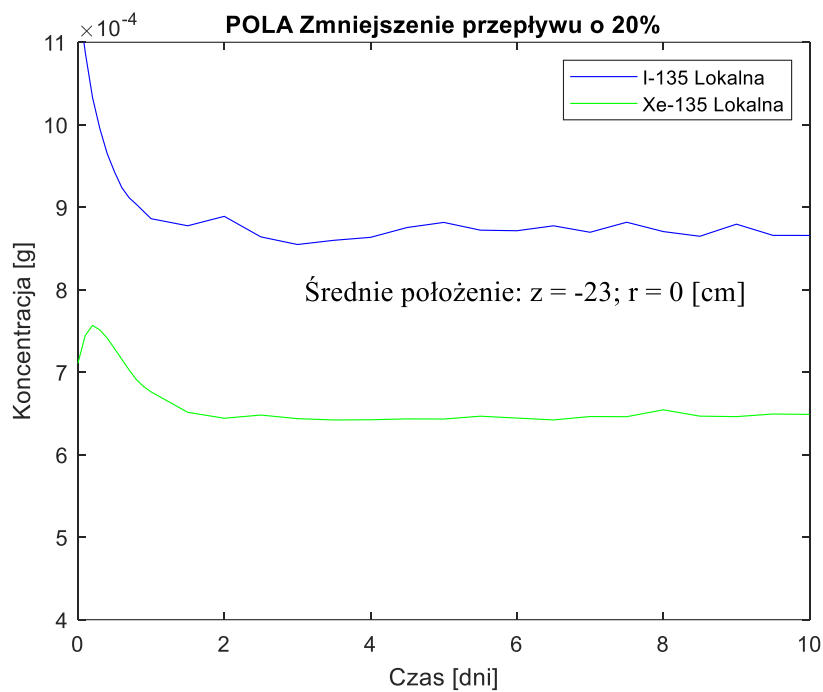
Rysunek V-18. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 157\text{cm}$)



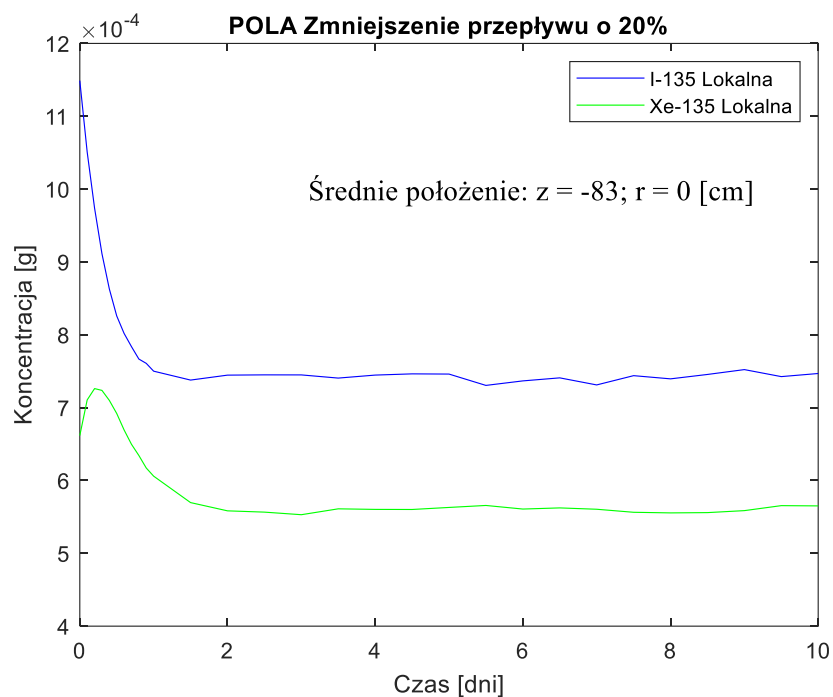
Rysunek V-19. Lokalna koncentracji trucizn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 97\text{cm}$)



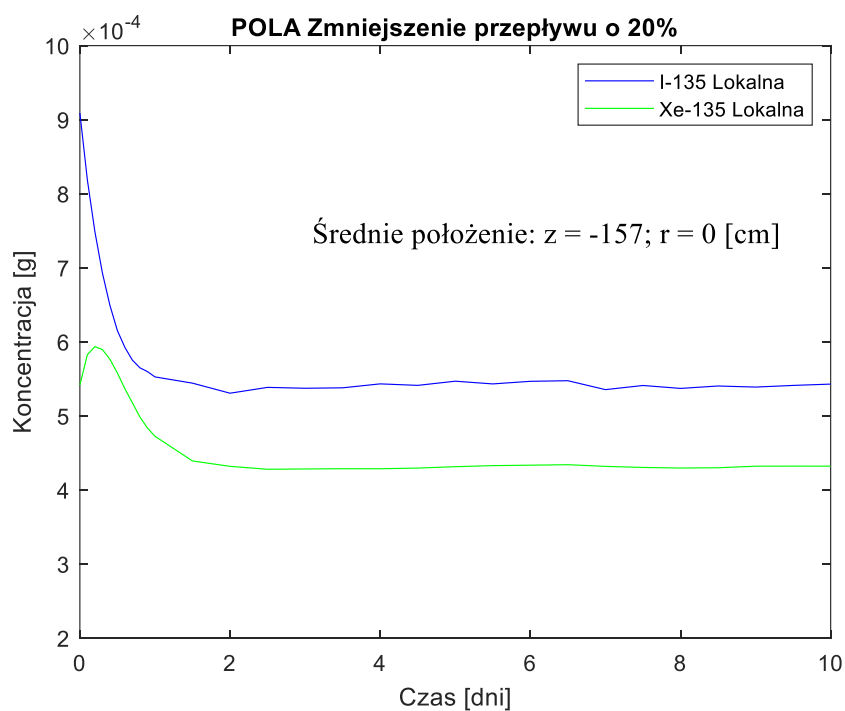
Rysunek V-20. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = 37\text{cm}$)



Rysunek V-21. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -27\text{cm}$)



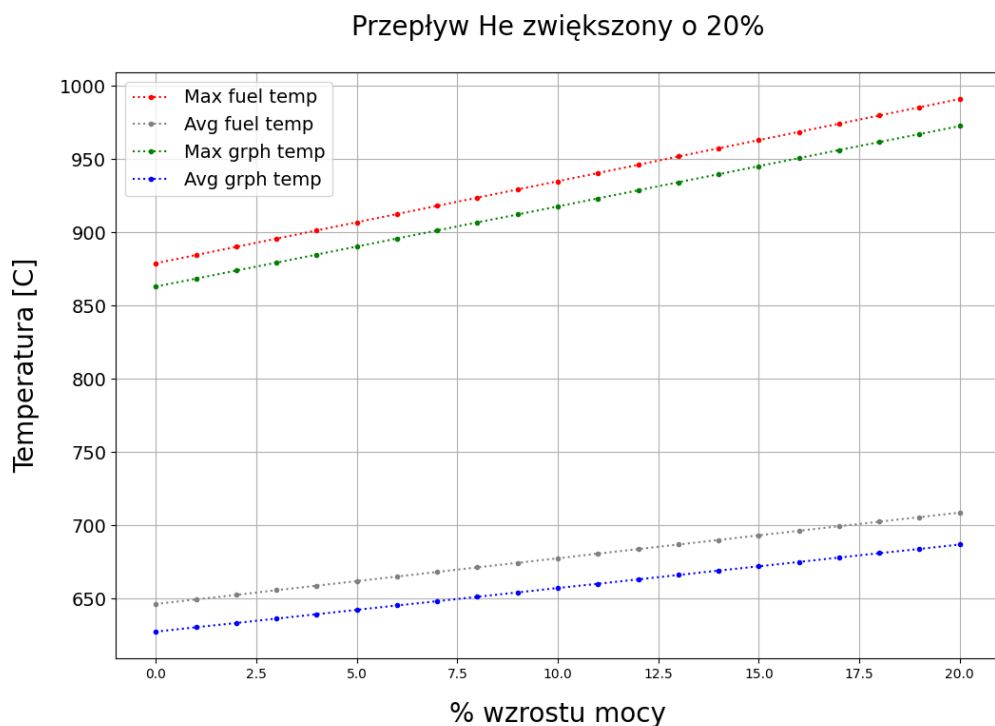
Rysunek V-22. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -83$ cm)



Rysunek V-23. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu przepływu o 20% i zmniejszeniu mocy o 18% ($z = -157$ cm)

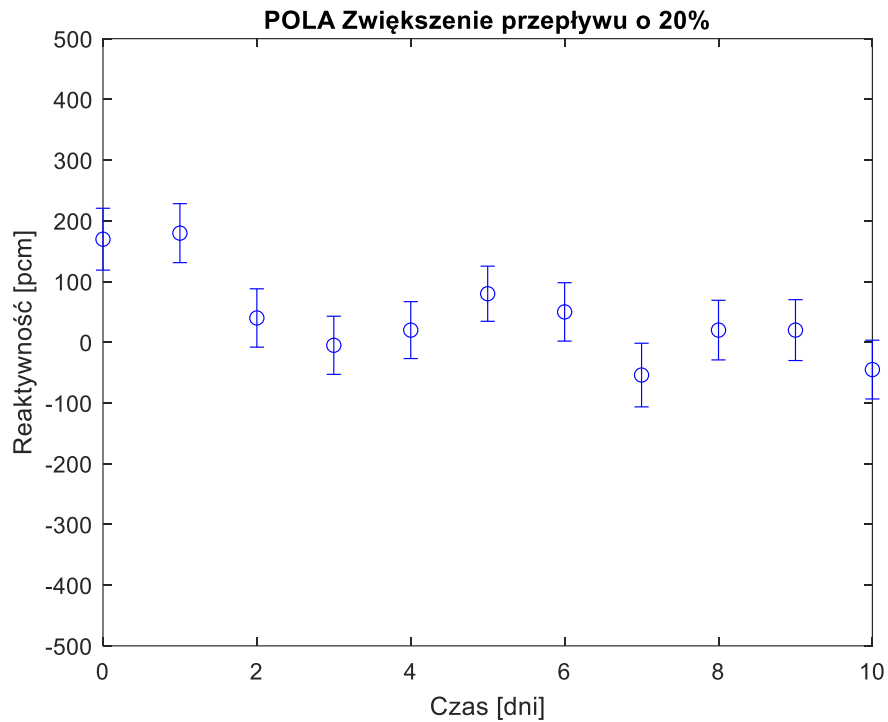
2.1.1. Zwiększenie przepływu chłodziwa o 20%

W drugim scenariuszu zakładamy zwiększenie przepływu chłodziwa o 20%. Jak widzimy na wykresie poniżej zależności temperatury paliwa oraz moderatora w funkcji wzrostu mocy reaktora dla tego przypadku, temperatury paliwa i moderatora spadają o około 50 °C.

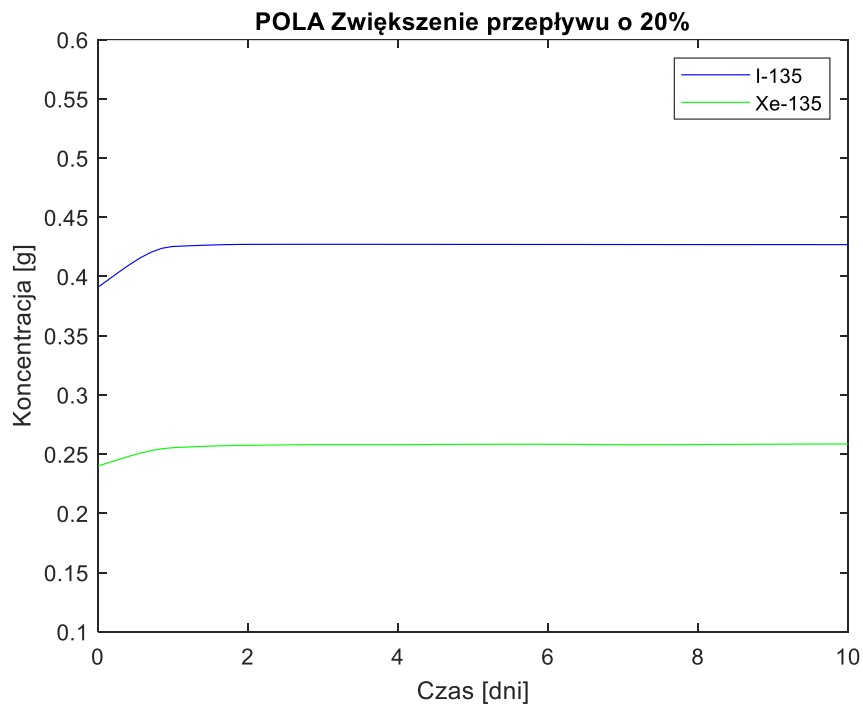


Rysunek V-24. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji wzrostu mocy przy przepływie zwiększonym o 20%

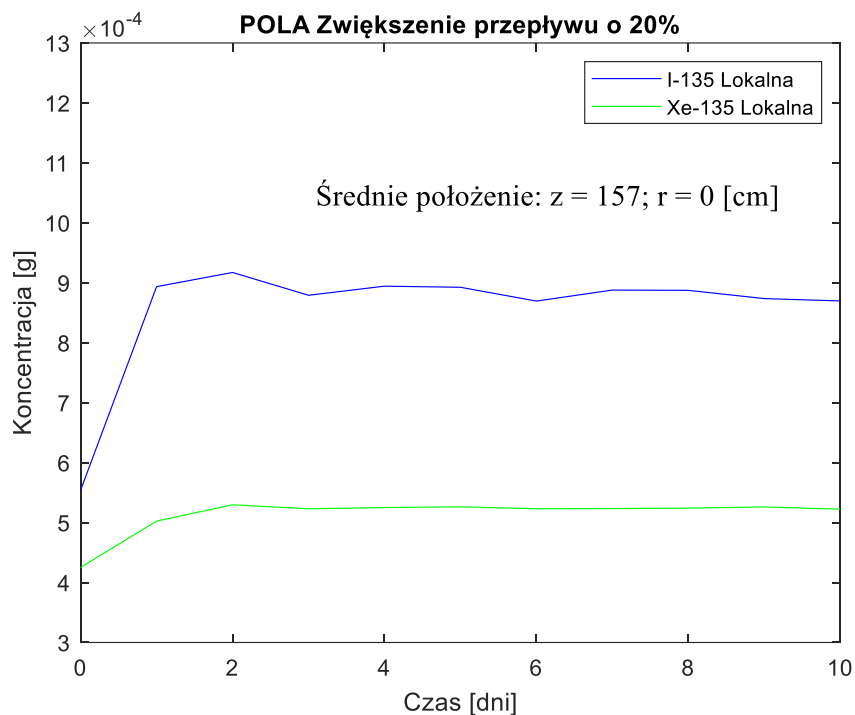
Symulację, w której system wraca do stanu równowagi uzyskujemy dla założonego spadku mocy o 10%. Początkowa wartość reaktywności (dodatnia) wywołana zwiększeniem przepływu o 20% wynosi około 480 pcm.



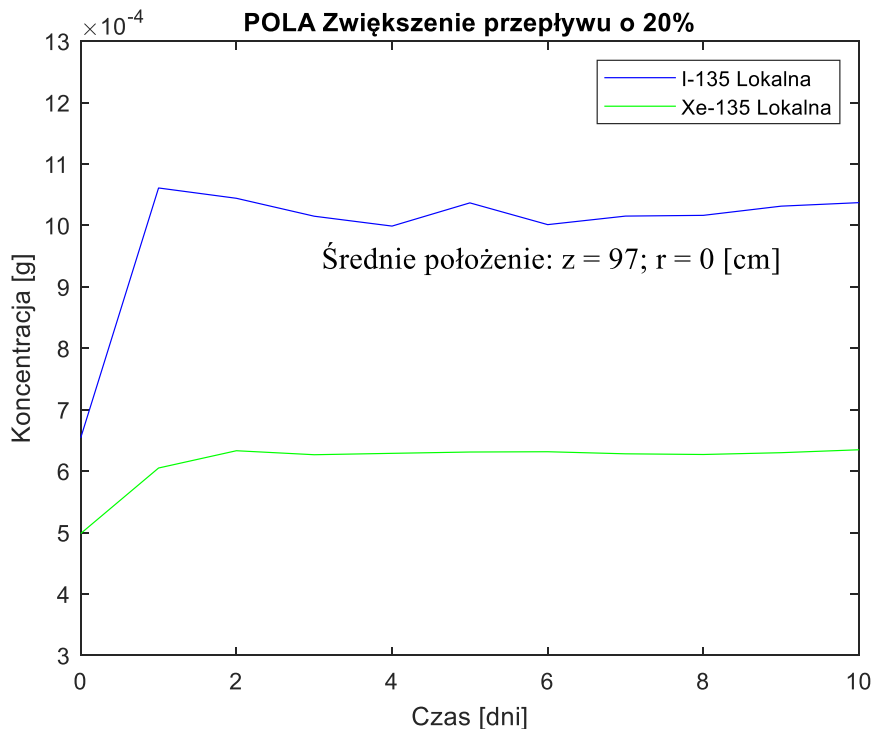
Rysunek V-25. Symulacja dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10%



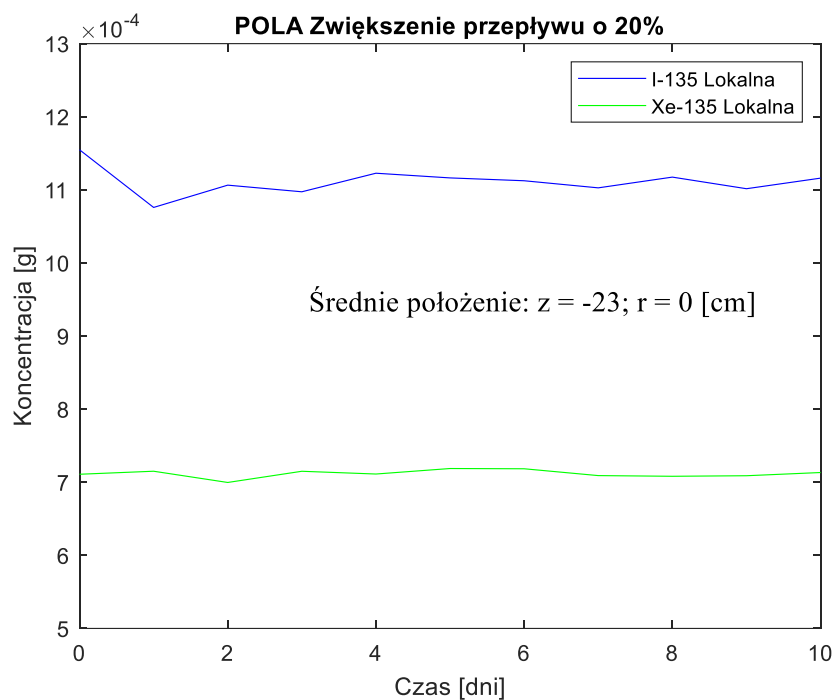
Rysunek V-26. Przebieg koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% (cały rdzeń)



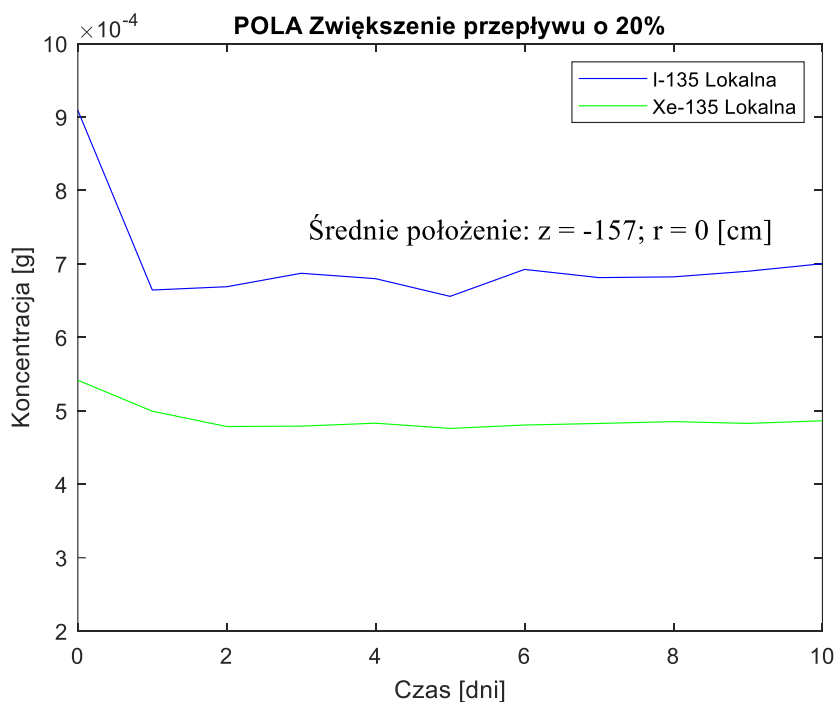
Rysunek V-27. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -23$ cm)



Rysunek V-28. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -97$ cm)



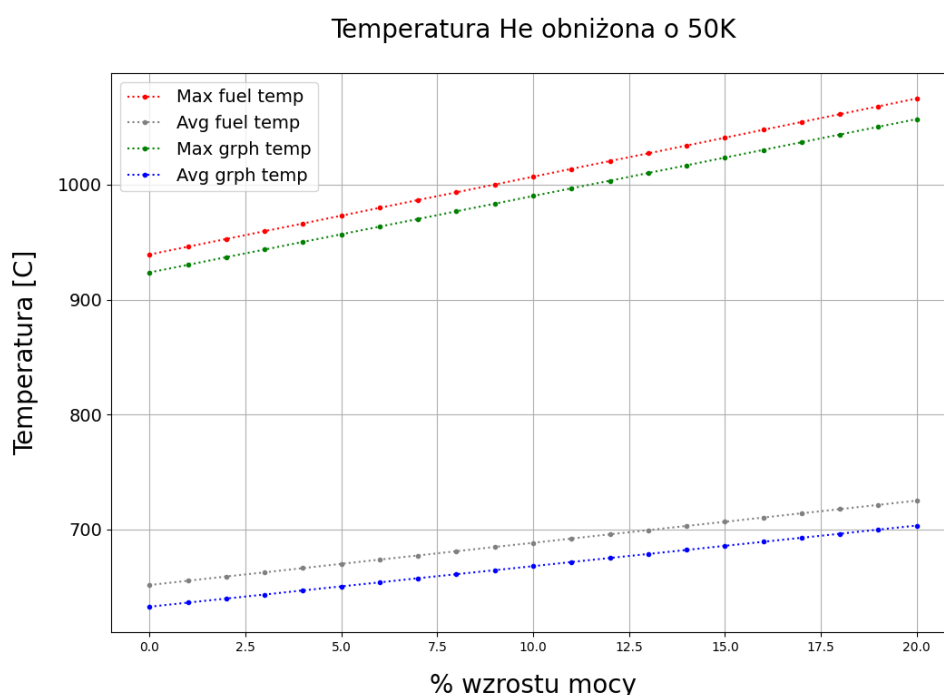
Rysunek V-29. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -23$ cm)



Rysunek V-30. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zwiększeniu przepływu o 20% i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -157$ cm)

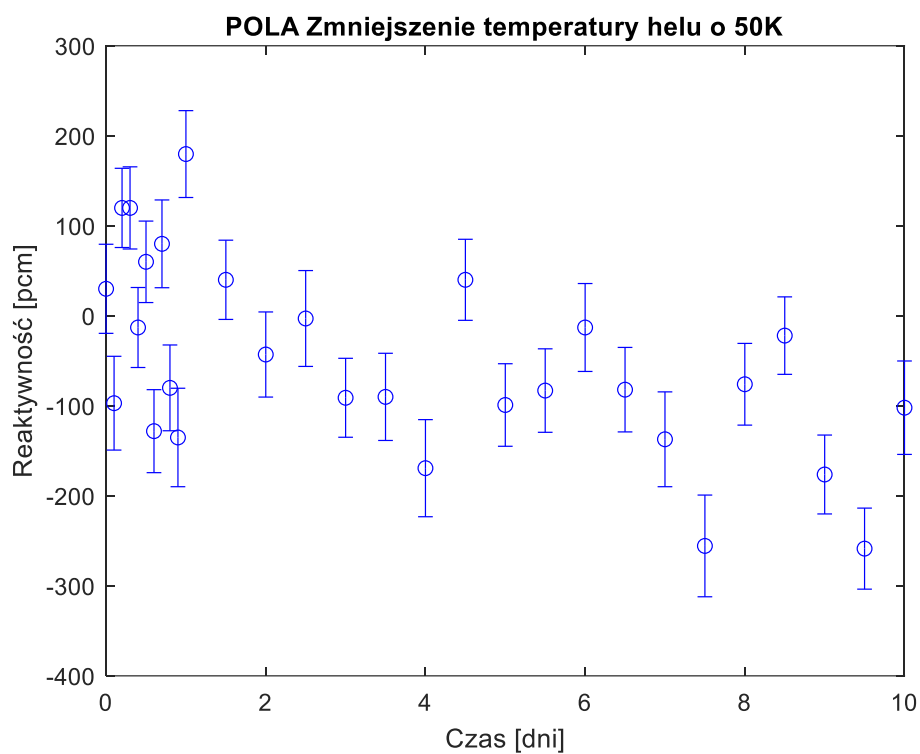
2.1.1. Obniżenie temperatury chłodziwa na wejściu do RPV o 50 K

W trzecim scenariuszu zakładamy obniżenie temperatury chłodziwa na wejściu do RPV o 50 K. Oznacza to zwiększony odbiór ciepła, czyli będzie wywoływać zmiany rosnące mocy. Jak widzimy na wykresie poniżej zależności temperatury paliwa oraz moderatora w funkcji wzrostu mocy reaktora dla tego przypadku, temperatury paliwa i moderatora spadają o około 50 °C.

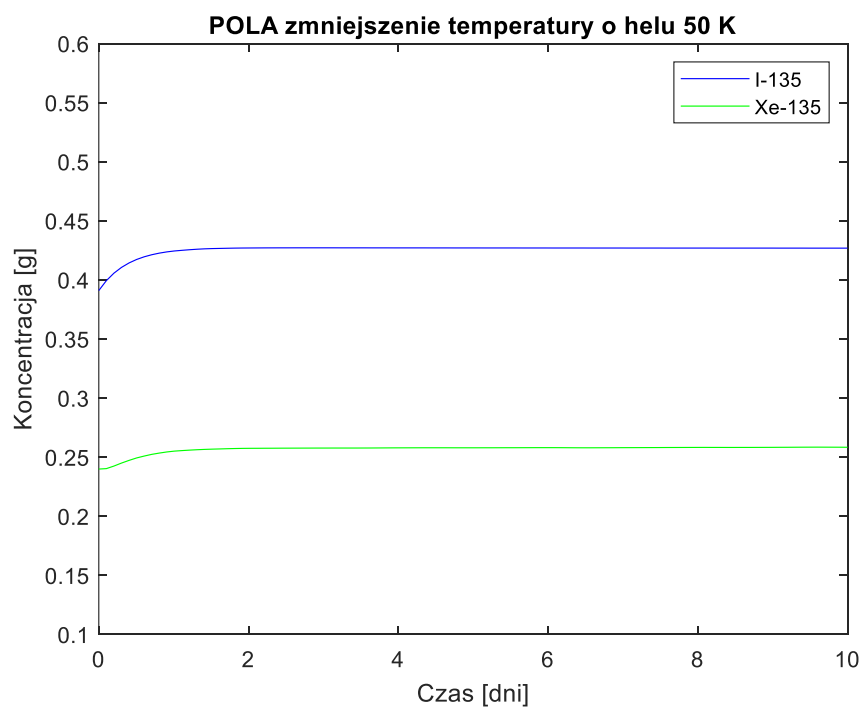


Rysunek V-31. Zależność temperatury paliwa oraz grafitu w funkcji wzrostu mocy przy obniżeniu temperatury helu o 50K

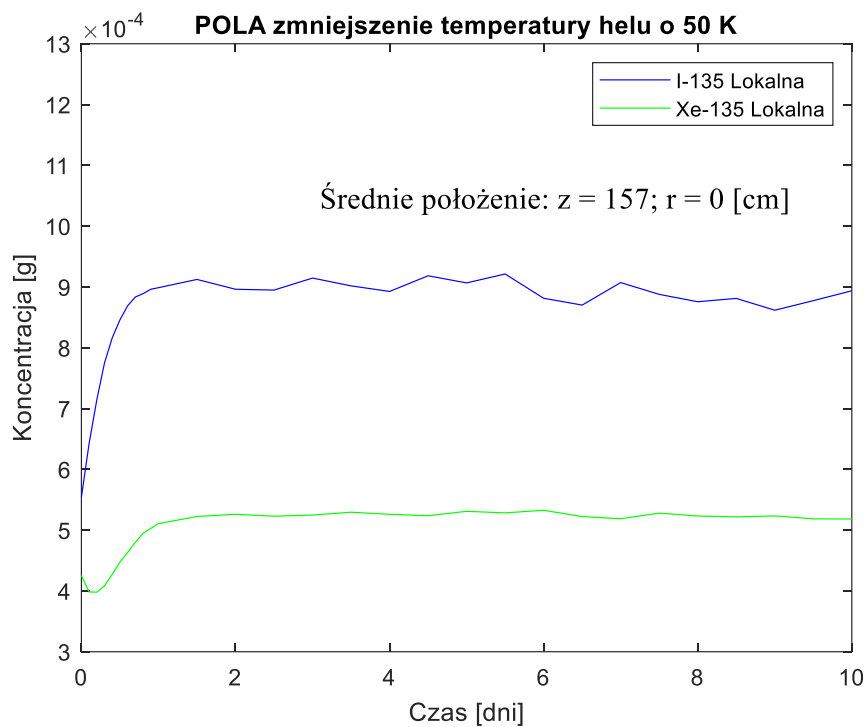
Symulację, w której system wraca do stanu równowagi uzyskujemy dla założonego spadku mocy o 10%. Początkowa wartość reaktywności (dodatnia) wywołana obniżeniem temperatury o 50 K wynosi około 420 pcm.



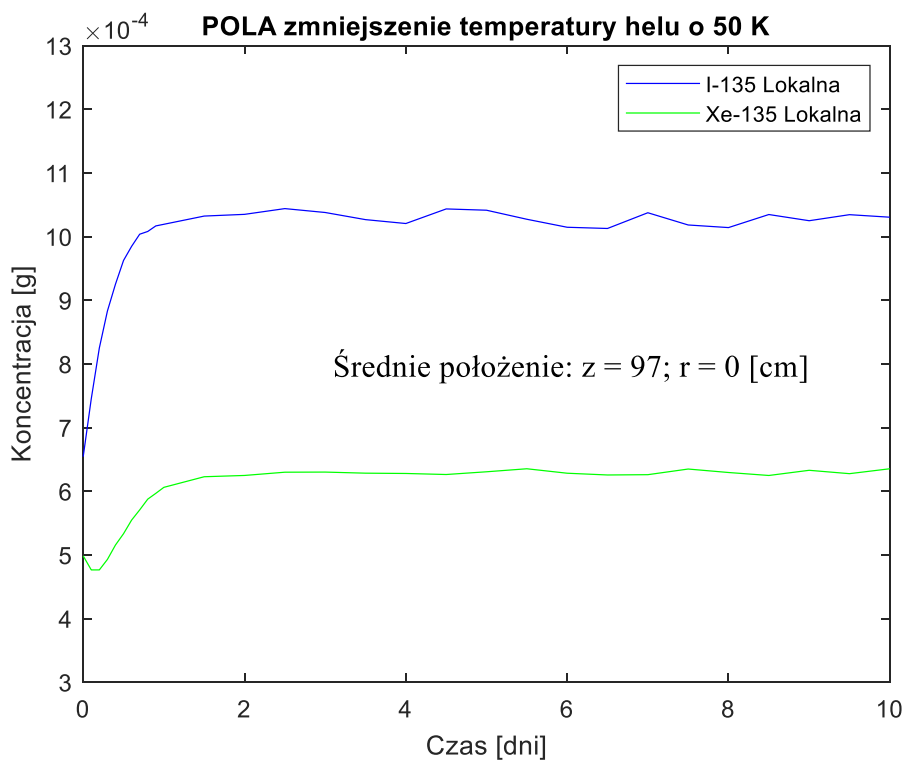
Rysunek V-32. Symulacja dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10%



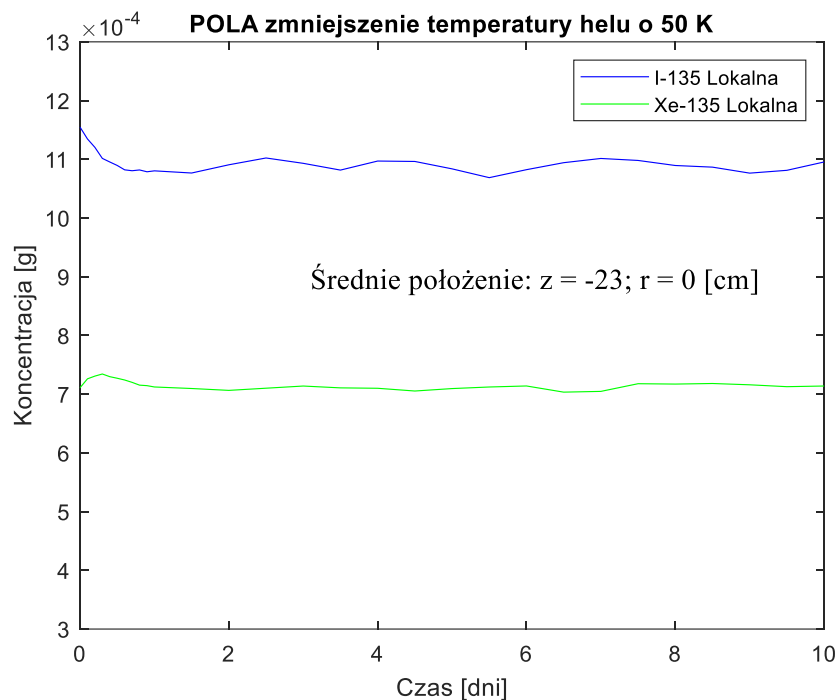
Rysunek V-33. Przebieg koncentracji truczyn w dążeniu do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10%



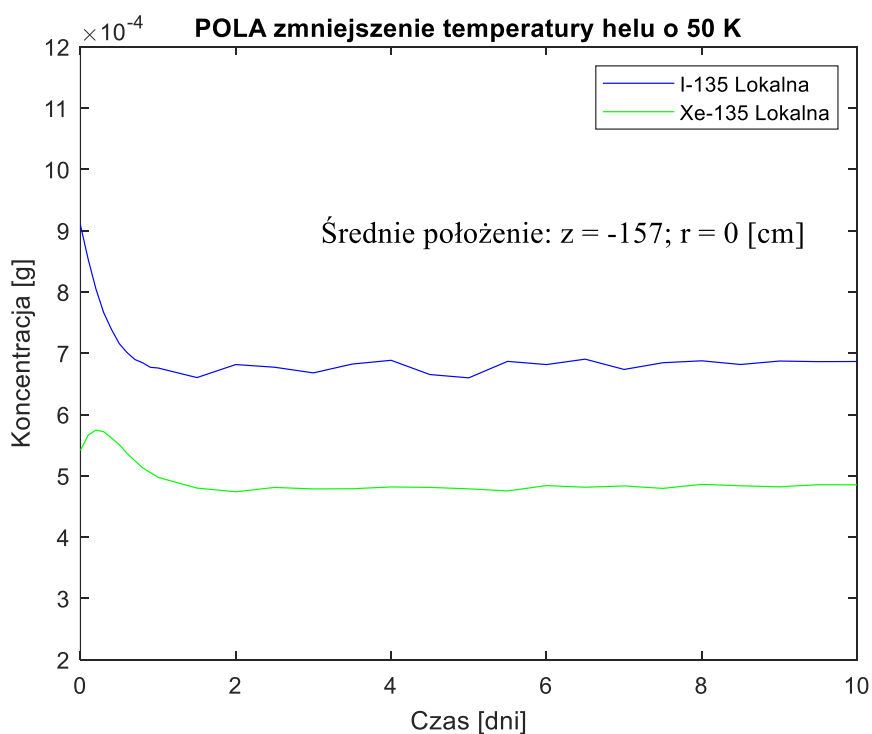
Rysunek V-34. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = 157$ cm)



Rysunek V-35. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = 97$ cm)



Rysunek V-36. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -27$ cm)

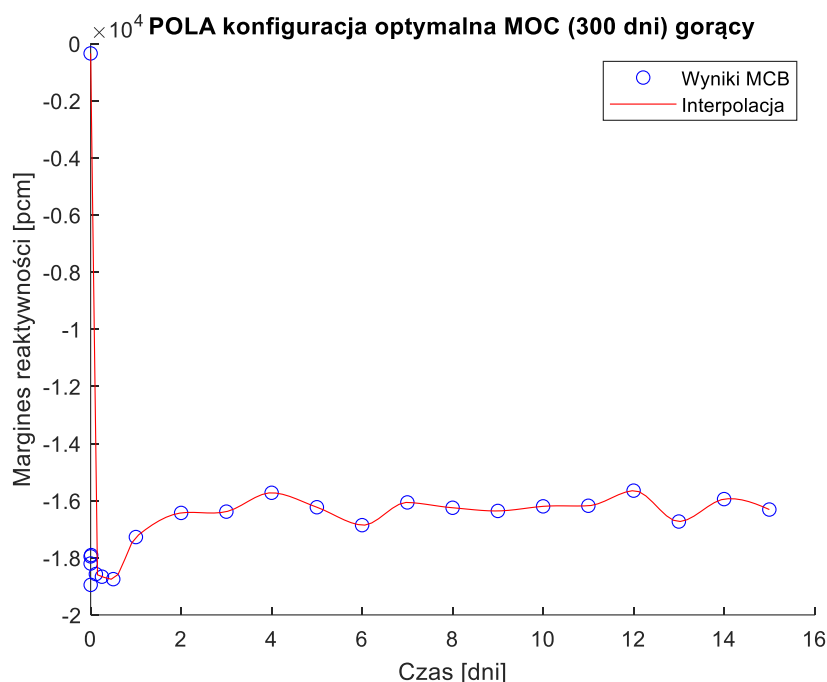


Rysunek V-37. Lokalna koncentracji truczyn w dążenia do równowagi przy zmniejszeniu temperatury wejściowej helu o 50K i zwiększeniu mocy o 10% ($z = -157$ cm)

(V) 2.2. Ewolucje po wyłączeniu w środku cyklu (MOC) w stanie gorącym

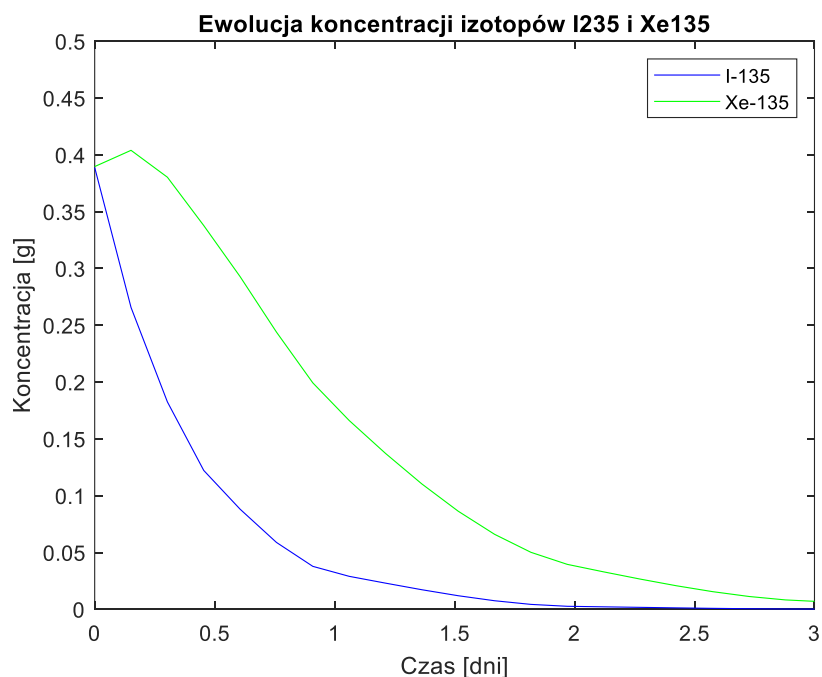
Stan środka cyklu przypada po 300 dniach. Symulacja ewolucji marginesu reaktywności po wyłączeniu reaktora realizowana jest w scenariuszu normalnego wyłączenia tj. poprzez wsunięcie prętów operacyjnych oraz startowych na pełną głębokość do rdzenia. Początek symulacji obejmuje stan krytyczny gorący z prętami zanurzonymi do właściwego poziomu. W naszym przypadku jest to zagłębienie w rdzeniu o 57 cm, co oznacza 123 cm powyżej płaszczyzny środkowej. Następnie po 1 sekundzie od początku symulacji następuje pełne zanurzenie prętów.

2.2.1. Ewolucje reaktywności po wyłączeniu



Rysunek V-38. Ewolucja reaktywności po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym (MOC gorący).

2.2.1. Ewolucje truczyn po wyłączeniu

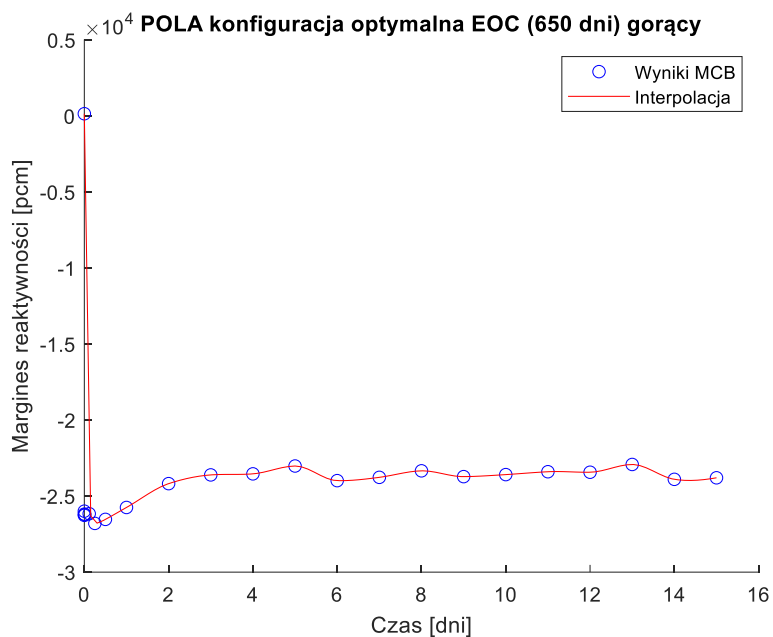


Rysunek V-39. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym (MOC gorący).

(V) 2.3. Ewolucje po wyłączeniu na koniec cyklu (EOC) w stanie gorącym

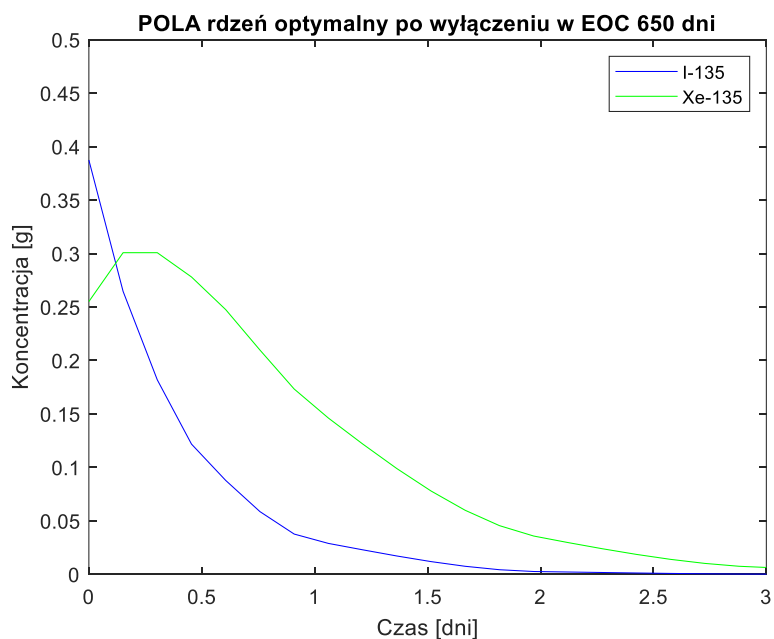
Stan końca cyklu przypada po 650 dniach. Symulacja ewolucji marginesu reaktywności po wyłączeniu reaktora realizowana jest w scenariuszu normalnego wyłączenia tj. poprzez wsunięcie prętów operacyjnych oraz startowych na pełną głębokość do rdzenia. Początek symulacji obejmuje stan krytyczny gorący z prętami zanurzonymi do właściwego poziomu. W naszym przypadku jest to rdzeń z wysuniętymi wszystkimi prętami. Następnie po 1 sekundzie od początku symulacji następuje pełne zanurzenie prętów.

2.3.1. Ewolucje reaktywności po wyłączeniu



Rysunek V-40. Ewolucja reaktywność rdzenia optymalnego po wyłączeniu na koniec cyklu w stanie gorącym.

2.3.2. Ewolucje truczyn po wyłączeniu



Rysunek V-41. Ewolucja Xe135 oraz I-135 po wyłączeniu reaktora POLA z rdzeniem optymalnym na koniec cyklu

(V) 2.4. Parametry kinetyki punktowej reaktora POLA

2.4.1. MOC zimny

Tabela V-4. Parametry globalne kinetyki reaktora MOC zimnego rdzenia

Parametry globalne		niepewność
Czas generacji neutronów natychmiastowych	748.5 [μs]	1.7
Efektywny udział neutronów opóźnionych	0.623 [%]	0.009
Czas życia neutronów opóźnionych	1.45477 [ms]	0.00042
Czas życia neutronów natychmiastowych	1.45565 [ms]	0.00028
Ilość neutronów na rozszczepienie	2.49	0.00035
Energia rozszczepienia (natychmiastowa)	185.9 [MeV]	0.026
Energia rozpadu produktów/rozszczepienie	11.5 [MeV]	0.0016

Tabela V-5. Parametry neuronów opóźnionych MOC zimnego rdzenia

Grupa prekursorów	Frakcja neutronów opóźnionych	Odchylenie standard.	Średnia energia neutronów	Odchylenie standard.	Stała rozpadu	Okres połowicznego zaniku
	β_{effi}	σ	[MeV]	σ	λ_i [1/s]	$T_{1/2}$ [s]
1	0.00021	0.00002	0.21606	0.00125	0.0125	55.60
2	0.00153	0.00004	0.29318	0.00074	0.0341	20.35
3	0.0012	0.00004	0.45075	0.00095	0.1331	5.210
4	0.00262	0.00006	0.51008	0.00083	0.3753	1.847
5	0.00053	0.00003	0.53962	0.00238	1.6348	0.424
6	0.00014	0.00001	0.59468	0.00427	3.5546	0.195

2.4.1. MOC gorący

Tabela V-6. Parametry globalne kinetyki reaktora MOC gorącego rdzenia

Parametry globalne		niepewność
Czas generacji neutronów natychmiastowych	717.3 [μs]	1.6
Efektywny udział neutronów opóźnionych	0.603 [%]	0.009
Czas życia neutronów opóźnionych	1.18843 [ms]	0.00024
Czas życia neutronów natychmiastowych	1.20179 [ms]	0.00025
Ilość neutronów na rozszczepienie	2.509	0.00035
Energia rozszczepienia (natychmiastowa)	187.3 [MeV]	0.026
Energia rozpadu produktów/rozszczepienie	11.6 [MeV]	0.0016

Tabela V-7. Parametry neuronów opóźnionych MOC gorącego rdzenia

Grupa prekursorów	Frakcja neutronów opóźnionych	Odchylenie standard.	Średnia energia neutronów	Odchylenie standard.	Stała rozpadu	Okres połowicznego zaniku
	β_{effi}	σ	[MeV]	σ	λ_i [1/s]	$T_{1/2}$ [s]
1	0.00021	0.00002	0.21507	0.00062	0.0125	55.60
2	0.0015	0.00005	0.50024	0.00038	0.0335	20.68
3	0.00118	0.00004	0.44928	0.00047	0.1331	5.210
4	0.00247	0.00006	0.51122	0.00041	0.3727	1.860
5	0.00051	0.00002	0.54445	0.00117	1.6348	0.424
6	0.00016	0.00001	0.5938	0.00213	3.5546	0.195

2.4.2. EOC zimny

Tabela V-8. Parametry globalne kinetyki reaktora EOC zimnego rdzenia

Parametry globalne			niepewność
Czas generacji neutronów natychmiastowych	905.5	[μ s]	2.0
Efektywny udział neutronów opóźnionych	0.580	[%]	0.009
Czas życia neutronów opóźnionych	1.57779	[ms]	0.00027
Czas życia neutronów natychmiastowych	1.58039	[ms]	0.00026
Ilość neutronów na rozszczepienie	2.533		0.00017
Energia rozszczepienia (natychmiastowa)	186.4	[MeV]	0.012
Energia rozpadu produktów/rozszczenie	11.3	[MeV]	0.0007

Tabela V-9. Parametry neuronów opóźnionych EOC zimnego rdzenia

Grupa prekursorów	Frakcja neutronów opóźnionych	Odchylenie standard.	Średnia energia neutronów	Odchylenie standard.	Stała rozpadu	Okres połowicznego zaniku
	β_{effi}	σ	[MeV]	σ	λ_i [1/s]	$T_{1/2}$ [s]
1	0.00017	0.00001	0.21561	0.00129	0.0125	55.60
2	0.00148	0.00004	0.50462	0.00078	0.0334	20.76
3	0.00114	0.00004	0.44945	0.00098	0.1331	5.210
4	0.00239	0.00006	0.51211	0.00086	0.3754	1.846
5	0.00049	0.00002	0.54159	0.00247	1.6348	0.424
6	0.00013	0.00001	0.60796	0.00452	3.5546	0.195

2.4.3. EOC gorący

Tabela V-10. Parametry globalne kinetyki reaktora EOC gorącego rdzenia

Parametry globalne		niepewność
Czas generacji neutronów natychmiastowych	842.3 [μs]	1.8
Efektywny udział neutronów opóźnionych	0.540 [%]	0.008
Czas życia neutronów opóźnionych	1.1902 [ms]	0.0004
Czas życia neutronów natychmiastowych	1.2018 [ms]	0.00025
Ilość neutronów na rozszczepienie	2.568	0.00017
Energia rozszczepienia (natychmiastowa)	188.9 [MeV]	0.012
Energia rozpadu produktów/rozszczipienie	11.5 [MeV]	0.0008

Tabela V-11. Parametry neuronów opóźnionych EOC gorącego rdzenia

Grupa prekursorów	Fracja neutronów opóźnionych	Odchylenie standard.	Średnia energia neutronów	Odchylenie standard.	Stała rozpadu	Okres połowicznego zaniku
	β_{eff_i}	σ	[MeV]	σ	λ_i [1/s]	$T_{1/2}$ [s]
1	0.00019	0.00002	0.21652	0.00134	0.0125	55.60
2	0.00131	0.00004	0.50521	0.00080	0.0334	20.75
3	0.00099	0.00004	0.45049	0.00102	0.1331	5.210
4	0.00233	0.00006	0.51031	0.00089	0.3792	1.828
5	0.00045	0.00002	0.53944	0.00252	1.6348	0.424
6	0.00013	0.00001	0.5903	0.00466	3.5546	0.195

(V) 3. Rozkład temperatur dla rdzenia optymalnego

(V) 3.1. Wstęp

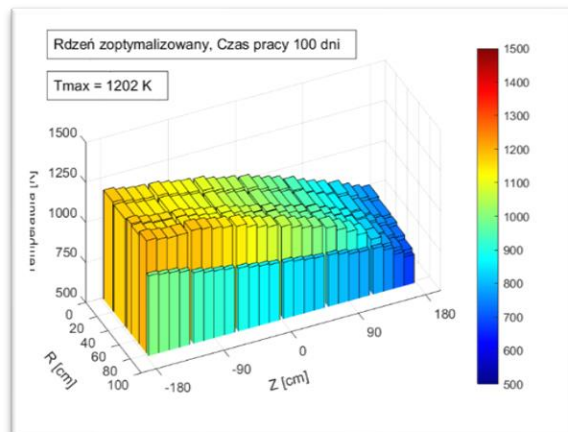
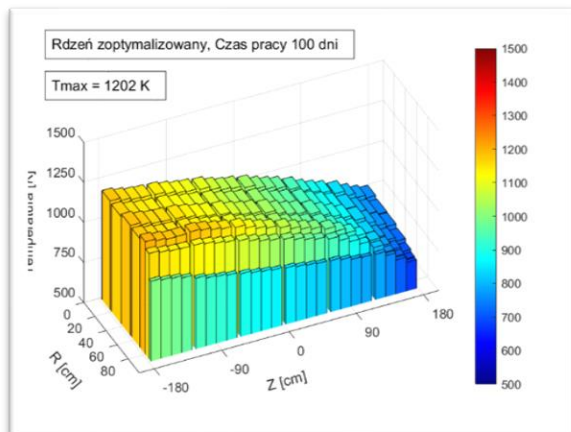
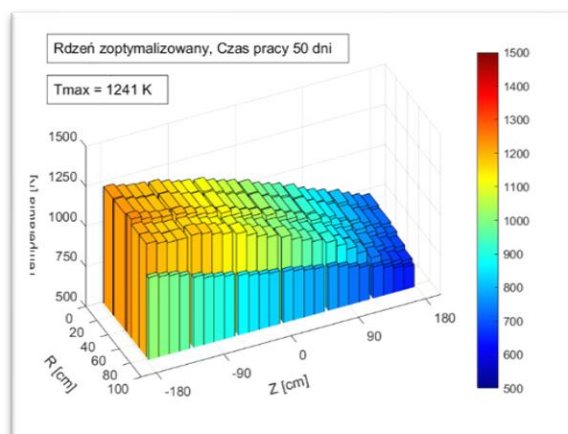
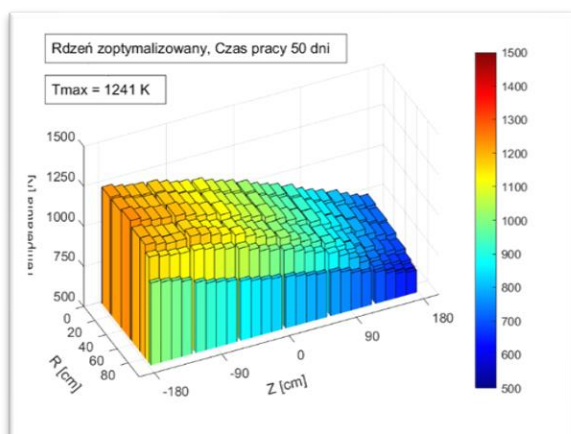
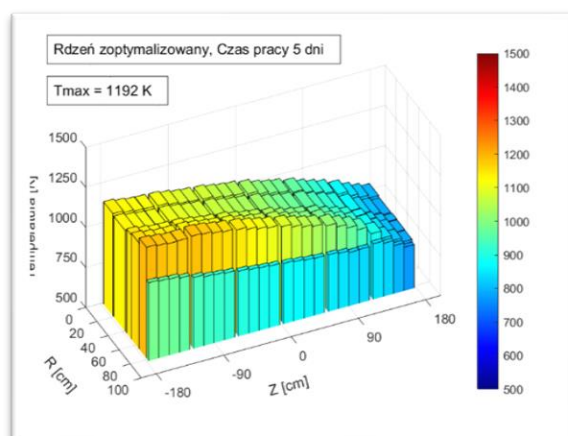
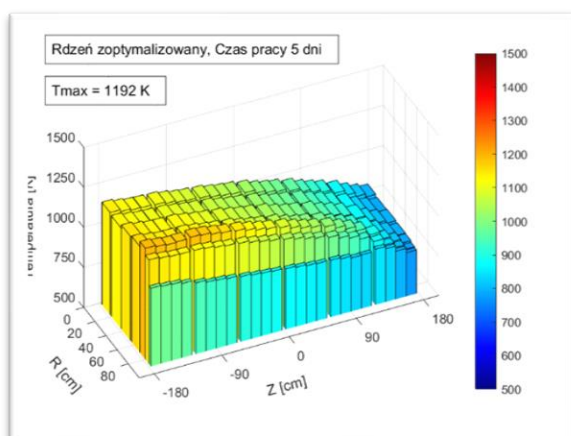
Przedstawiane w dalszej części wyniki obliczone zostały na podstawie rozkładów gęstości mocy wygenerowanych przez MCB w określonych punktach czasowych cyklu. Obliczenia rozkładów temperatur wykonane zostały programem POKE, uruchamianym w tym wypadku samodzielnie, tj. bez sprzężenia z kodem MCB. Należy zauważyć, że rdzeń reaktora nie posiada symetrii radialnej, bo zbudowany jest w układzie heksagonalnym. Heksagon nie posiada jednej wyróżnionej płaszczyzny przekroju i wobec tego podawanie wyników dla jednego tylko przekroju byłoby niewystarczające. Układ bloków w przekroju prowadzonym przez środki podstaw trójkątnych segmentów jest inny niż w przekroju prowadzonym przez granice tych segmentów. Dlatego przedstawiane dalej rozkłady temperatur w kolejnych punktach czasowych występują dwukrotnie, tj. odnoszą się do obu przekrojów.

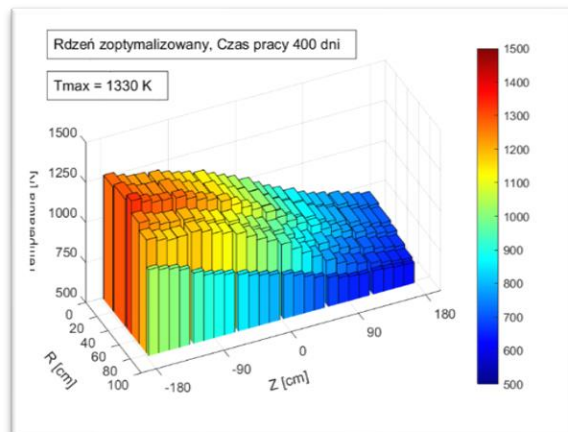
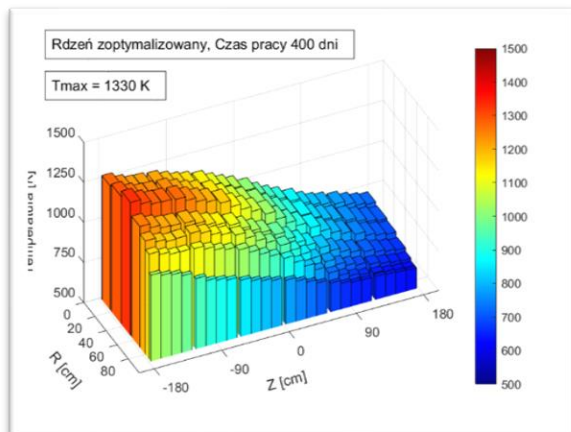
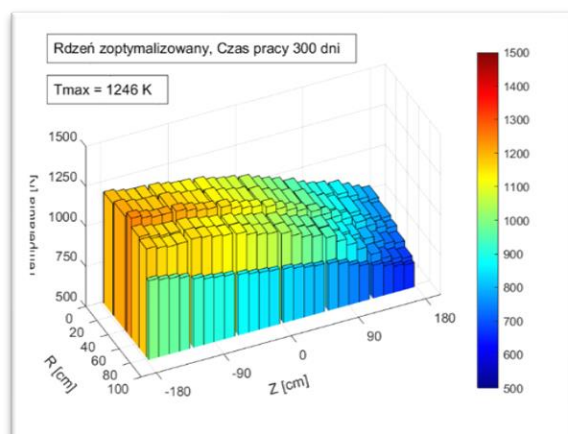
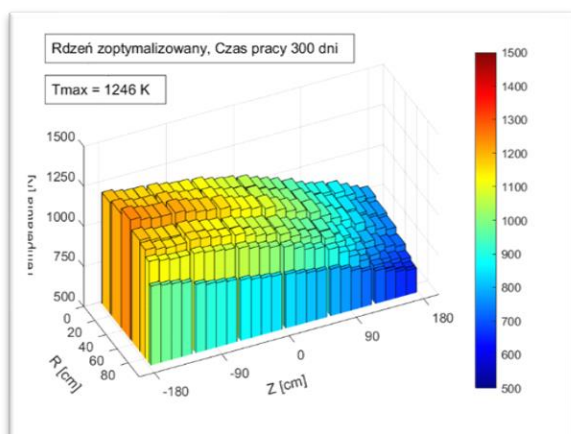
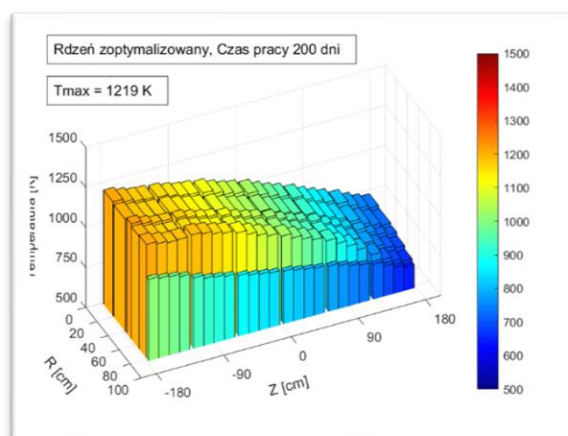
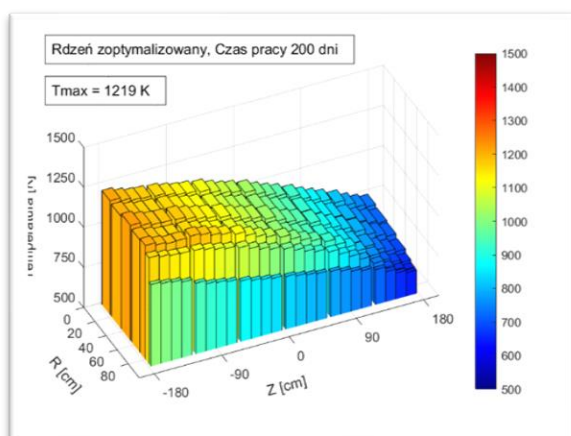
(V) 3.2. Obliczenia rozkładów temperatur rdzenia optymalnego

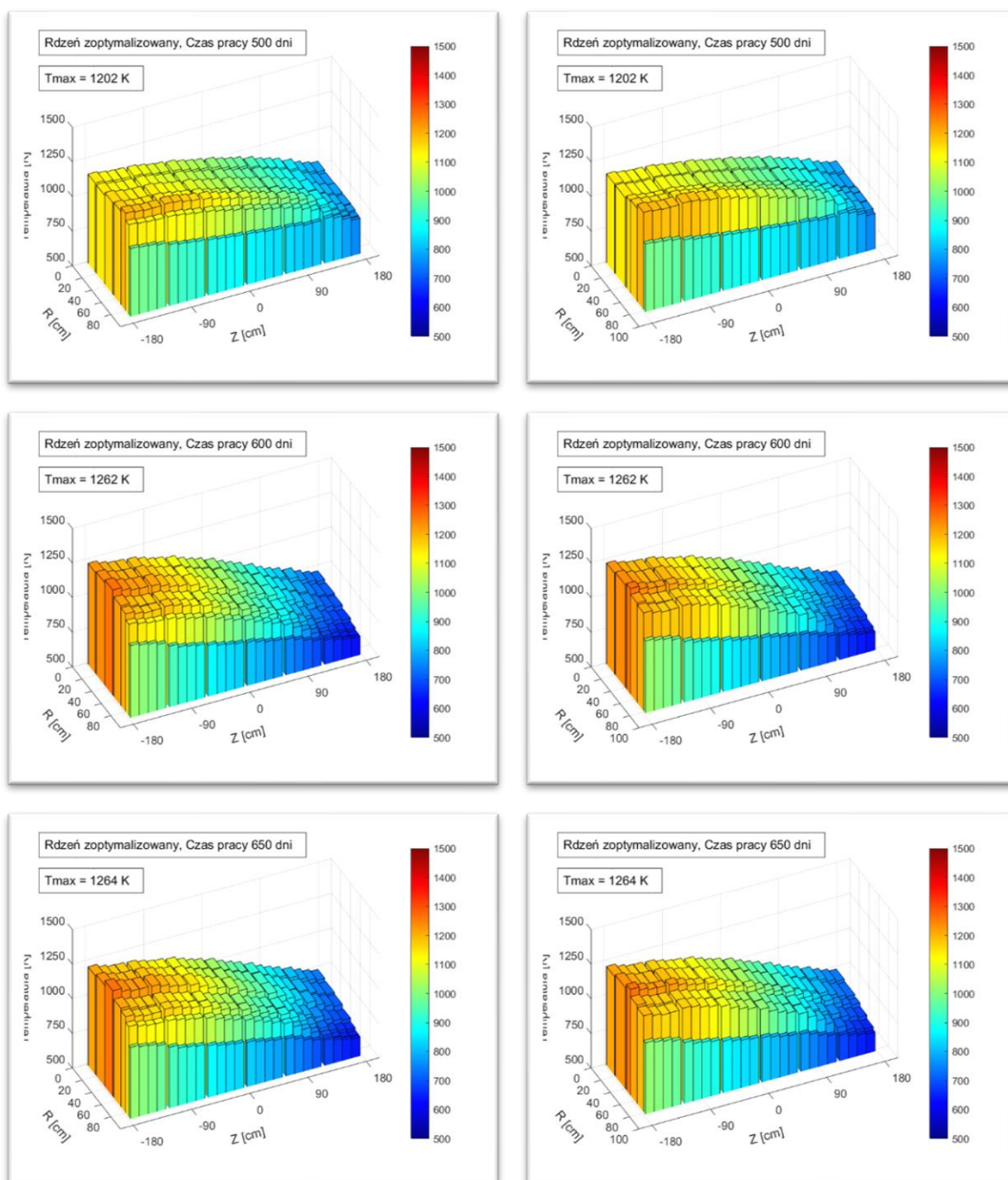
Dla rdzenia zoptymalizowanego wykonana została jedna seria obliczeń, w której wypalanie trwało 650 dni. Zestawienie rozkładów temperatur dla obu przekrojów rdzenia w kolejnych krokach czasowych przedstawia Rysunek V-42.

Temperatury maksymalne odnoszą się tu do całego rdzenia i dlatego są takie same dla obu przekrojów. Najwyższa temperatura paliwa w całym cyklu wynosi 1370 K i występuje po 50 dniach pracy. Nie przekracza ona przyjętego limitu bezpieczeństwa, ustalonego na 1500 K. Jednocześnie zauważyć można, że najniższa temperatura maksymalna wynosi 1192 K po 100 dniach pracy.

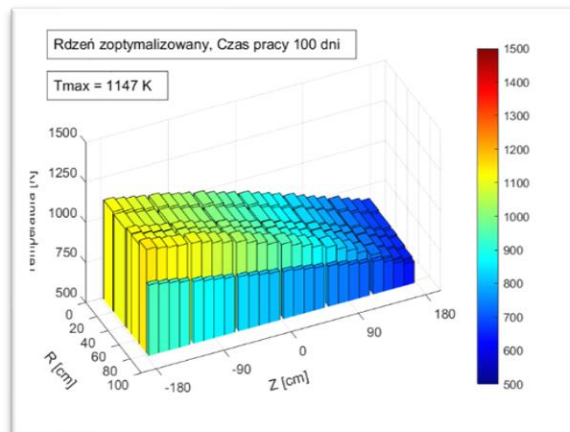
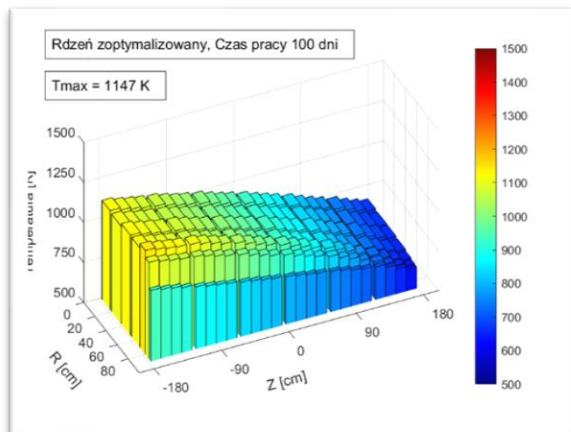
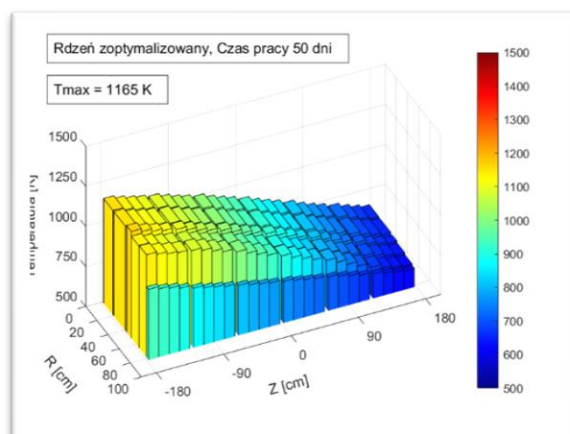
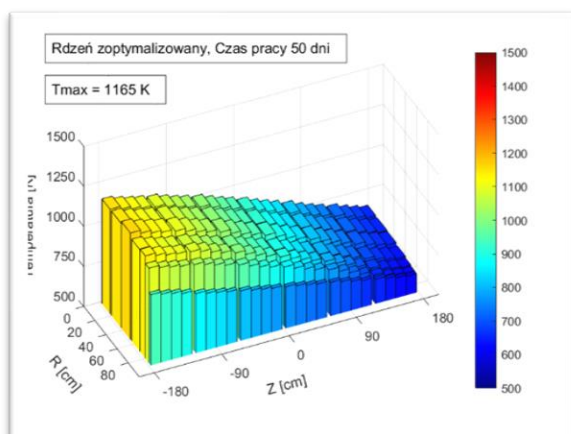
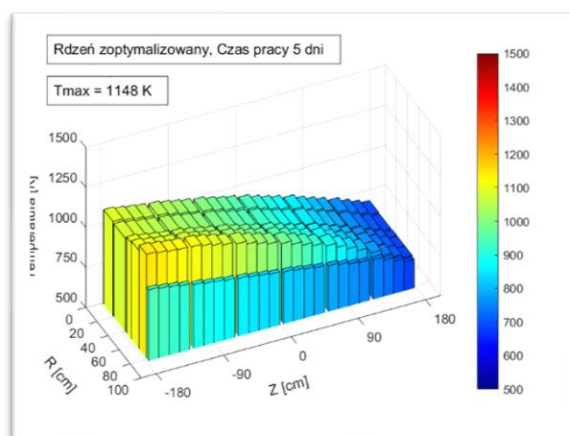
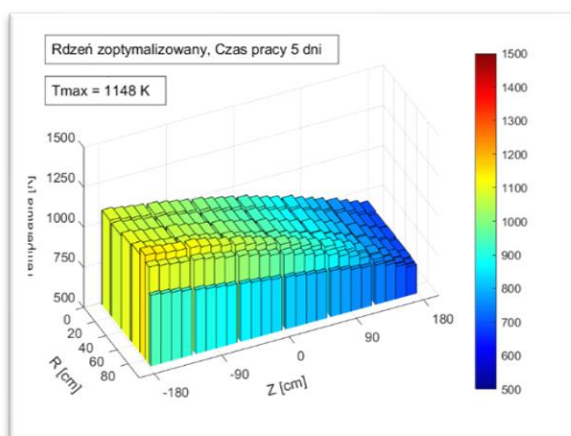
Kolejny Rysunek V-43 przedstawia rozkłady temperatur grafitu. Zgodnie z oczekiwaniem, są one o około 100 K niższe od temperatur paliwa i oczywiście dla tego materiału nie stanowią żadnego zagrożenia termicznego. Nie zaobserwowano też wartości wyższych od temperatur paliwa w odpowiednich obszarach, co mogłoby wskazywać na jakieś nieścisłości procedury obliczeniowej.

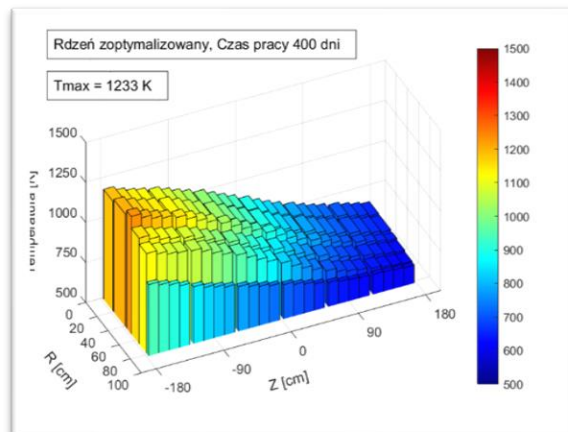
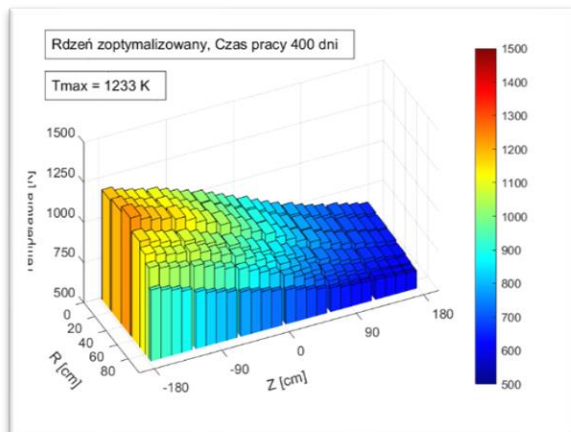
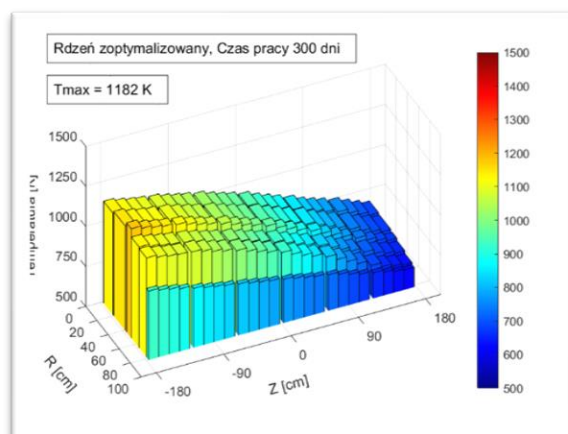
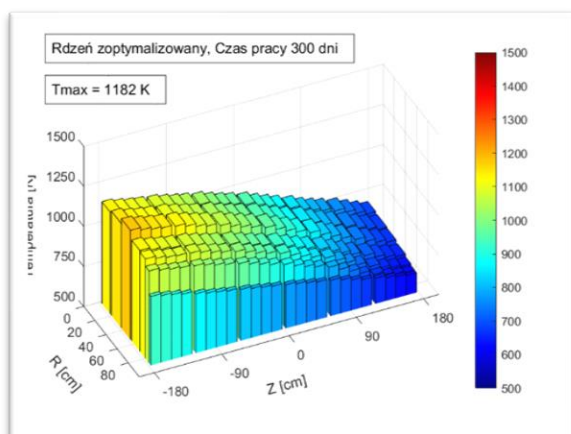
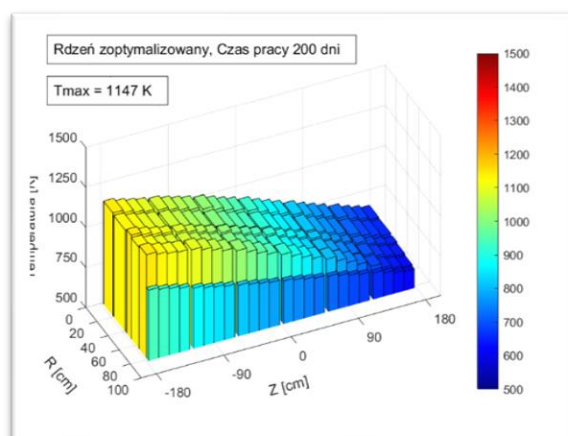
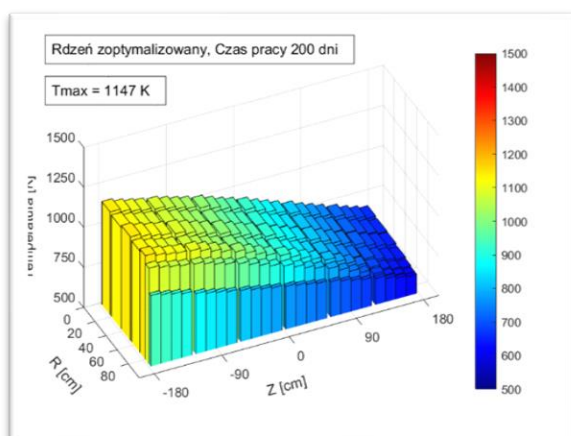


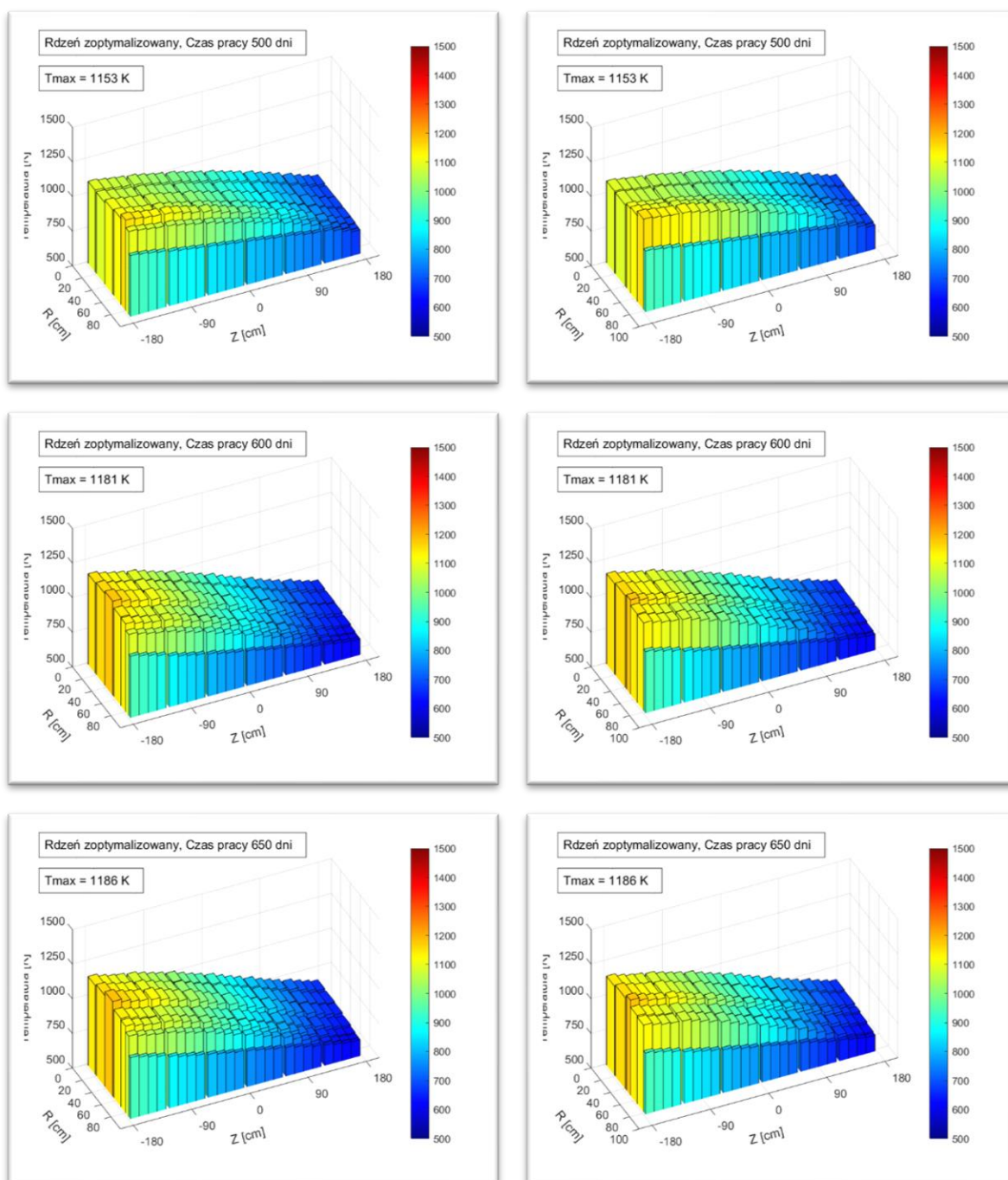




Rysunek V-42. Rozkłady temperatur paliwa w kolejnych punktach czasowych cyklu, przedstawiane w każdym rzędzie rysunku dla obu przekrojów rdzenia.







Rysunek V-43. Rozkłady temperatur grafitowych bloków w kolejnych punktach czasowych cyklu, przedstawiane w każdym rzędzie rysunku dla obu przekrojów rdzenia.

W tabelach poniżej przedstawione są wartości liczbowe prezentowanych na wykresach temperatur.

Tabela V-12. Temperatury paliwa dla BOC

Z/R	1	2	3	4	5	6	7
1	730	721	710	687	662	646	641
2	749	737	726	702	675	657	652
3	776	762	751	725	696	678	672
4	810	797	789	762	736	716	696
5	837	831	826	802	788	765	715
6	858	859	855	835	831	806	733
7	884	887	887	866	868	841	755
8	922	921	923	902	907	874	772
9	952	947	951	931	937	901	782
10	970	967	973	951	960	922	792
11	993	992	1000	976	986	945	806
12	1025	1025	1032	1006	1017	971	820
13	1051	1048	1055	1031	1042	991	832
14	1067	1063	1070	1048	1063	1008	842
15	1089	1085	1094	1071	1087	1032	854
16	1115	1112	1123	1097	1115	1059	871
17	1128	1131	1143	1115	1136	1078	890
18	1138	1144	1155	1130	1153	1093	905
19	1159	1164	1175	1151	1172	1112	916
20	1179	1182	1193	1167	1183	1124	938
21	1188	1187	1200	1170	1178	1128	968
22	1194	1192	1207	1175	1178	1134	988
23	1208	1207	1222	1190	1191	1145	999
24	1227	1226	1241	1209	1208	1160	1013

Tabela V-13. Temperatury paliwa dla MOC

Z/R	1	2	3	4	5	6	7
1	719	705	693	668	645	629	630
2	732	718	705	678	652	633	634
3	752	736	721	692	662	640	641
4	776	761	747	712	677	651	646
5	795	787	774	732	695	663	646
6	810	807	797	752	711	676	650
7	835	833	826	777	733	696	661
8	871	870	865	814	770	729	680
9	905	904	902	852	815	772	704
10	933	934	935	886	858	813	727
11	969	972	977	925	900	854	751
12	1014	1018	1027	972	948	897	775
13	1050	1054	1067	1009	989	934	795
14	1075	1081	1097	1035	1018	963	812
15	1104	1113	1132	1068	1052	994	829
16	1136	1149	1172	1107	1089	1026	852
17	1155	1174	1202	1133	1115	1050	876
18	1169	1191	1222	1150	1133	1067	893
19	1191	1217	1247	1176	1160	1090	908
20	1213	1239	1272	1198	1177	1111	939
21	1222	1245	1280	1204	1170	1115	980
22	1226	1249	1284	1209	1167	1117	1004
23	1246	1267	1303	1228	1183	1133	1018
24	1274	1294	1330	1254	1207	1154	1037

Tabela V-14. Temperatury paliwa dla EOC

Z/R	1	2	3	4	5	6	7
1	740	726	713	687	660	642	640
2	757	742	730	701	671	652	650
3	781	767	756	723	689	669	665
4	811	802	793	759	724	701	685
5	838	834	831	796	772	744	703
6	860	860	861	828	815	786	724
7	886	890	894	863	856	824	749
8	920	926	932	903	898	863	770
9	951	955	963	931	928	892	781
10	972	976	986	950	949	915	791
11	997	1001	1014	976	975	938	806
12	1028	1032	1047	1010	1008	965	821
13	1051	1056	1073	1034	1034	988	833
14	1066	1073	1093	1050	1052	1007	843
15	1089	1097	1119	1074	1075	1030	855
16	1113	1125	1149	1103	1105	1056	873
17	1126	1144	1167	1122	1126	1074	892
18	1134	1155	1179	1135	1141	1086	905
19	1151	1173	1200	1154	1160	1102	915
20	1168	1190	1219	1170	1170	1115	939
21	1173	1193	1223	1174	1163	1118	972
22	1176	1195	1226	1177	1162	1122	990
23	1191	1210	1241	1191	1175	1134	1001
24	1213	1231	1264	1211	1193	1151	1015

Podsumowanie

Założonym celem obliczeń optymalizacyjnych rdzenia reaktora HTGR-POLA było znalezienie konfiguracji geometryczno materiałowej rdzenia przy założeniach ograniczających maksymalizującą efektywność wykorzystania paliwa mierzona stosunkiem liczby rozszczepień do początkowej liczby atomów rozszczepialnych FIFA (fissions per initial fissile atomes – FIFA). Przyjęta optymalizacji bazowała na podejściu heurystycznym z wykorzystaniem elementów algorytmów genetycznych. Polega ona na dochodzeniu do punktu optymalnego poprzez wyznaczanie kierunków marszu w oparciu o analizę fizyczną charakterystyk pracy reaktora dla wybranych punktów przestrzeni fazowej. Główne funkcje ograniczające przestrzeń fazową to lokalny limit wypalenia 40 MWd/kg_{HM} oraz maksymalna temperatura paliwa poniżej 1300 K. Obliczenia początkowe przeprowadzono zostały dla jednorodnego upakowania paliwa TRISO 30%, wzbogacenia paliwa 10% oraz jednorodnego rozmieszczenia truczyn wypalających się. Dobrana zawartość boru w BPR zapewniająca wymagane poziomy reaktywności dla konfiguracji początkowej aby reaktor mógł wykonać cykl pracy w stanie krytycznym wynosi 1.2% udziału wagowego. Ze względu na małe rozmiary reaktora i wynikająca z tego zwiększona ucieczka neutronów, reaktor POLA wykazuje tendencję do stosunkowo szybkiej utraty zapasu reaktywności. Powoduje to, że w celu osiągnięcia najbardziej zbliżonego do limit poziomu średniego wypalenia paliwa zwiększamy zawartość uranu rozszczepialnego z kontrolą jego rozkładu by okres pracy przekraczał 600 dni (dni pracy z pełną mocą) co realnie pozwala na przeładunek co 2 lata.

Jednorodne rozkłady paliwa oraz truczyn prowadzą do występowania lokalnych szczytów mocy oraz wypalania co jest bezpośrednio manifestowane przez duże współczynniki szczytowe, co jest cechą niepożądaną bo nie pozwala na osiągnięcie wyższej efektywności paliwowej. W tym przypadku FIFA wyniosła 23.93% (wypalenie 21.8[MWd/kg_{HM}]) przy czasie pracy 850 dni. Jedyną zaletą tego tej konfiguracji jest długość cyklu wynosząca 850 dni, ale niekorzystne rozkłady mocy powodują lokalne podniesienie temperatury paliwa co powodowałoby zwiększone ryzyko uszkodzenia paliwa.

Modyfikacja konfiguracji początkowej polegająca na zróżnicowaniu przestrzennego rozmieszczenia boru w BPR (poprzez radykalne zwiększenie jego zawartości w warstwach granicznych z reflektorem). Zabieg ten pozwolił na zmniejszenie współczynników szczytowych FIMA z 1.80 do 1.66, ale zwiększyła się

utrata reaktywności z wypaleniem co doprowadziło do zmniejszenia możliwego czasu pracy do 700 dni co przełożyło się na zmniejszenie FIFA do 19.74% oraz wypalenia do 17.95[MWd/kg_HM]. Konfiguracja ta charakteryzuje się mniejszą efektywnością paliwa co wynika z krótszego czasu pracy o około 20% przy takiej samej masie paliwa. Jednak w przeciwieństwie do konfiguracji jednorodnej, zmniejszone są współczynniki szczytowe oraz maksymalna temperatura pracy co czyni tę konfigurację zdolną do pracy w przeciwieństwie do konfiguracji jednorodnej. Niemniej jednak, wiele niekorzystnych cech rozkładu mocy oraz wypalenia jest ciągle obecnych, co czyni tę konfigurację za daleką od akceptowalnej.

Proces optymalizacji doprowadził do uzyskania konfiguracji w której zmienym rozkładom przestrzennym podlegają upakownie (od 9% do 17%) – średnio 16.05%, wzbogacenie (8, 9 i 10%) średnio 9.55% oraz koncentracja boru (od 0 do 8%) średnio 0.94%. Pozwoliło to na znaczą poprawę porządkanych charakterystyk. Szczytowe współczynniki wypalenia, FIMA oraz FIFA uległy znacznemu obniżeniu w porównaniu do rdzenia wyjściowego, oraz tym bardziej jednorodnego i wynoszą 1.172, co należy uznać za bardzo dobry wynik będący konsekwencją żmudnego procesu optymalizacji. Długość cyklu wynosi 650 dni, a głównym powodem skrócenia czasu pracy jest zmniejszenie wsadu uranu rozszczepialnego co przekłada się na istotne zwiększenie efektywności FIFA 37.76% oraz wypalenia 32.94 [MWd/kg_HM]

Literatura

1. X-5 Monte Carlo Team, *MCNP — A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5*, LA-UR-03-1987, Los Alamos National Laboratory, 2008.
2. Cetnar, J.; Stanis, P.; Oettingen, M. Linear chain method for numerical modelling of burnup systems ISSN 1996-1073. (2021) vol. 14 iss. 6 art. no. 1520, pp. 1-19. <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/6/1520/pdf>
3. Cetnar, J.; Gudowski, W.; Wallenius, J. MCB1C: Monte-Carlo Continuous Energy Burnup Program Release to Nuclear Energy Agency Data Bank, Package-ID: NEA-1643 issued on the web site: www.nea.fr/abs/html/nea-1643.html, August 2000
4. Benoit Girauld, ... Jerzy Cetnar, et al. "PDS-XADS - Preliminary Design Studies of an Experimental Accelerator-Driven Systems FINAL REPORT" issued by Framatome ANP SAS: PVEI DC/05/0255/GBU (July 2005)
5. Richard B. Firestone (Author), Coral M. Baglin (Editor), S. Y. Frank Chu (Editor) *Table of Isotopes*, 8th Edition 8th Edition Wiley-VCH ISBN-10 0471356336
6. Pfeiffer, W.; et al. *POKE A Gas-Cooled Reactor Flow and Thermal Analysis Code GA-10226* Gulf General Atomic Incorporated, 1970
7. A. G. Croff: "A User's Manual for the ORIGEN2 Computer Code", ORNL/TM-7157 (1980)

Spis skrótów i pojęć

BP – Burnable Poison – trucizny wypalające się

BPR – Burnable Poison Rod – pręt z trucizną wypalającą się

CFD – Computational Fluid Dynamics - numeryczna mechanika płynów

FIMA - Fissions per Initial Metal Atom - stosunek liczby rozszczepionych jąder do liczby początkowej jąder ciężkiego metalu w paliwie

FSV – Fort Saint Vrain – oznacza odniesienie do konfiguracji pierwszego komercyjnego pryzmatycznego reaktora HTGR pracującego w Stanach Zjednoczonych.

GA - General Atomics

GEMINI+ - projekt europejski dedykowany zastosowaniom kogeneracyjnym HTGR, w szczególności do produkcji pary technologicznej o temperaturze 550 °C.

GT-MHR - Gas Turbine-Modular Helium Reactor

HM – Heavy Metal – ciężki metal – tutaj uran

HTGR - High Temperature Gas-cooled Reactor

HTTR - High Temperature engineering Test Reactor - oznacza odniesienie do japońskiego reaktora badawczego, który używa bloków paliwowych o identycznych wymiarach przekroju bloku jak FSV, lecz wprowadza odmienną strukturę elementów paliwowych tzw. kompaktów.

MA - Minor Actinides - aktynowce mniejszościowe

MCB - (Monte-Carlo Continuous Energy Burnup) - zintegrowany system obliczeniowy wypalania paliwa jądrowego w oparciu o metodę Monte Carlo z ciągłą reprezentacją energii służący do analizy i projektowania złożonych systemów jądrowych.

PLOFC - Pressurised Loss of Forced Circulation – stan awaryjny zatrzymania obiegu chłodziwa z utrzymaniem ciśnienia

PUMA – projekt badawczy pryzmatycznego reaktora HTGR dedykowany głębokiemu wypalaniu paliwa plutonowego oraz plutonowego z dodatkiem mniejszościowych aktynowców (Minor Actinides - MA).

TRISO - (TRiple coated ISOtropic) - izotropowe paliwo trójwarstwowe zawierające centralne jądro paliwowe (kernel) otoczone warstwami ceramicznymi.