**Realizowane cele**

Przedmiotem przeprowadzonych badań było modelowanie, metodami analitycznymi i numerycznymi, zjawisk cieplno-przepływowych zachodzących w kablach nadprzewodnikowych oraz w nadprzewodnikowych krioprzepustach prądowych. Elementy te wykorzystywane są do budowy elektromagnesów, znajdujących zastosowania w wielu dziedzinach techniki, m.in. w technologii fuzji jądrowej do utrzymywania gorącej plazmy w tokamakach. Modele matematyczne wykorzystywane są do analizy danych eksperymentalnych, a także w procesie projektowania, optymalizacji oraz analizy bezpieczeństwa pracy elektromagnesów nadprzewodnikowych. Ze względu na bardzo wysokie wymagania co do parametrów pracy i niezawodności nowoczesnych elektromagnesów nadprzewodnikowych, konieczne jest prowadzenie szeroko zakrojonych badań nad ciągłym doskonaleniem tej technologii.

W ramach projektu wykonano trzy zadania, z których każde wiązało się z jednym z następujących szczegółowych celów badawczych:

1. Opracowanie nowych metod analitycznych obliczania energii krytycznej technicznych nadprzewodników,

2. Oszacowanie, różnymi metodami, wartości współczynnika wymiany ciepła pomiędzy centralnym kanałem chłodzącym a obszarem wiązki w kablach nadprzewodnikowych typu Cable-in-Conduit (CICC).

3. Analiza i optymalizacja nowych wariantów chłodzenia modułu miedzianego nadprzewodnikowego przepustu prądowego.

**Uzyskane wyniki**

**Zad 1. Opracowanie nowych metod analitycznych wyznaczania energii krytycznej przewodu**

Jedną z najważniejszych właściwości technicznych nadprzewodników jest ich stabilność, czyli możliwość samorzutnego powrotu przewodu do stanu nadprzewodzącego po przejściu jego części w stan normalny, na skutek lokalnej dyssypacji energii w przewodzie. Stabilność nadprzewodnika ilościowo określają tzw. parametry stabilności wyznaczające obszar jego bezpiecznej (stabilnej) pracy. Jednym z najważniejszych z nich jest energia krytyczna przewodu, zwana również minimalną energią utraty nadprzewodzenia (ang. *Minimum Quench Energy*, lub *MQE*), zdefiniowana jako minimalna energia punktowego zakłócenia, która powoduje przejście całego przewodu w stan normalny (quench). Energia krytyczna konkretnego przewodu może zależeć od wielu czynników, takich jak np.: natężenie prądu przepływającego w przewodzie, wartość indukcji zewnętrznego pola magnetycznego, parametry materiałowe przewodu, jego geometria, sposób chłodzenia. Może być ona wyznaczona drogą eksperymentalną, za pomocą symulacji numerycznych lub metodami analitycznymi. Niektóre metody analityczne umożliwiają proste i szybkie oszacowanie wartości energii krytycznej, co jest bardzo pomocne na etapie planowania eksperymentu lub testowania programów numerycznych. Dokładność istniejących metod analitycznych nie jest jednak zadowalająca. Celem zadania było opracowanie nowej, udoskonalonej, analitycznej metody szacowania energii krytycznej. Zadanie realizowano w następujących etapach:

* Sformułowano 1-wymiarowy, niestacjonarny model wymiany ciepła w przewodzie:

, (1)

gdzie *C* jest pojemnością cieplną, *k* – przewodnością cieplną, *P* – obwodem zwilżonym, zaś *A* – polem przekroju poprzecznego przewodu. Kolejne człony prawej strony równania (1) reprezentują: przewodzenie ciepła wzdłuż przewodu, generację ciepła Joule’a oraz zakłócenie energetyczne. W celu uzyskania rozwiązania analitycznego równania (1) przyjęto następujące założenia upraszczające:

(i) zależność temperaturową parametrów termofizycznych (*C* i *k*) przewodu aproksymowano za pomocą funkcji liniowych,

(ii) zależność temperaturową źródła ciepła Joule’a aproksymowano za pomocą paraboli,

(iii) założono, że zakłócenie energetyczne o energii *E*  ma postać impulsu prostokątnego o długości 2*l* i czasie trwania *ti*.

* Metodą transformacji Laplace’a otrzymano (dla *x ≥* 0, co wynikało z symetrii zagadnienia) rozwiązanie analityczne równania (1) z warunkami granicznymi: *T*(*x*,0) = *T*0, ∂*T/∂x*(0,*t*) = 0, *T*(*∞*,*t*) = *T*0. Założono również ciągłość temperatury i strumienia ciepła w punkcie *x* = *l*.

**Rys. 1.** Porównanie energii krytycznych obliczonych za pomocą różnych metod analitycznych z danymi eksperymentalnymi odczytanymi z rys. 5 w pracy [1].

* Wykorzystano prostą i szybką procedurę szacowania energii krytycznej przewodu na podstawie analizy ewolucji czasowej maksymalnej temperatury w strefie normalnej (w punkcie *x =* 0).
* Określono granice stosowalności zaproponowanej metody.
* Zweryfikowano poprawność działania metody poprzez porównanie jej przewidywań z literaturowymi wartościami energii krytycznej dla pięciu przewodów wykonanych z NbTi stabilizowanego miedzią, otrzymanymi w wyniku eksperymentów lub na podstawie modeli numerycznych i analitycznych (zob. przykład na rys. 1). Dla większości analizowanych przewodów nasza nowa metoda dawała najdokładniejsze wyniki w porównaniu z pozostałymi rozważanymi metodami analitycznymi [7-9] (zob. Tabela 1).

**Tabela 1.** Średni błąd względny energii krytycznej obliczonej za pomocą różnych metod analitycznych.

|  |  |  |
| --- | --- | --- |
| Numer przewodu[źródło] | Warunki pracy | Średni błąd wzlędny [%] |
| *T*0 [K] | *B* [T] | Proponowana metoda | Metoda z pracy [9] | Metoda z pracy [7] | Metoda z pracy [8] |
| #1 [1] | 4.24.2 | 46.5 | 16 6 | 2310 | 4037 | 4242 |
| #2 [2] | 4.2 | 4 | 18 | 15 | 34 | 37 |
| #3 [3] | 4.24.2 | 57 | 1252 | 1857 | 5168 | 6271 |
| #4 [4,5] | 4.21.9 | 89 | 3126 | 4225 | 4951 | 4750 |
| #5 [5] | 1.9 | 9 | 28 | 37 | 47 | 46 |

* Otrzymane wyniki zaprezentowano w pracy [10].
* Można zauważyć, że równaniu (1) nie uwzględniono odprowadzania ciepła z przewodu do chłodziwa. Odpowiedź na pytanie czy wymiana ciepła z chłodziwem powinna być uwzględniona w modelu zależy od warunków chłodzenia (np. przewód może być w bezpośrednim kontakcie z chłodziwem, lub być zaizolowany), a także od długości przedziału czasu będącego przedmiotem zainteresowania. Dla przewodów wykonanych z nadprzewodników niskotemperaturowych ewolucja strefy oporowej jest procesem niezwykle szybkim, zatem decyzja czy przewód przejdzie całkowicie w stan normalny, czy też powróci do stanu nadprzewodzącego może zapaść na tyle szybko, że wymiana ciepła z chłodziwem może być bezpiecznie pominięta. Zaproponowana przez nas metoda może znaleźć zastosowanie w takich właśnie „adiabatycznych” przypadkach.
* Podjęto również próbę uogólnienia metody, tak aby uwzględniała również wymianę ciepła z chłodziwem. W tym celu do prawej strony równania (1) dodano człon reprezentujący oddawanie ciepła do chłodziwa, aproksymowany paraboliczną funkcją temperatury. Po otrzymaniu rozwiązania analitycznego dla tego przypadku, staraliśmy się tak dobrać wartości współczynników występujących w modelu chłodzenia przewodu, aby wartości energii krytycznych różnych przewodów obliczone na podstawie modelu były zgodne z danymi doświadczalnymi zaczerpniętymi z literatury. Niestety starania te nie przyniosły pożądanych rezultatów.

**Zad. 2. Oszacowanie współczynnika wymiany ciepła pomiędzy obszarem wiązki a centralnym kanałem chłodzącym dla kabli typu CICC**

Kable nadprzewodnikowe typu Cable-in-Conduit (CICC) zbudowane są z wielostopniowo skręconych lub splecionych przewodów zamkniętych w szczelnym płaszczu [11]. Pojedynczy przewód złożony jest z matrycy i osadzonych w niej wielu (nawet setek tysięcy) bardzo cienkich (o średnicy rzędu mikrometrów) włókien nadprzewodnikowych. Wolne przestrzenie pomiędzy przewodami umożliwiają przepływ chłodziwa, którym jest najczęściej hel nadkrytyczny. W zależności od zastosowania i związanej z tym maksymalnej gęstości transportowanego prądu, poszczególne rodzaje CICC mogą znacznie różnić się liczbą przewodów (przeciętnie 100-1300) oraz ich konfiguracją przestrzenną. Niektóre z CICC (np. zaprojektowane do zastosowania w cewkach wytwarzających toroidalne pole magnetyczne (TF) w tokamaku ITER) posiadają dodatkowy centralny kanał chłodzący zmniejszający opory przepływu chłodziwa w kablu, oddzielony, za pomocą spirali lub rury perforowanej, od reszty przewodu, zwanej wiązką (ang. *bundle*).

Modelowanie zagadnień cieplno-przepływowych w CICC z centralnym kanałem chłodzącym, jest zadaniem trudnym, ze względu na niezmiernie skomplikowaną geometrię takiego układu. Używane obecnie modele są zazwyczaj jednowymiarowe, ze współrzędną przestrzenną skierowaną wzdłuż kabla. W praktyce uwzględnia się w nich najczęściej obecność dwu kanałów przepływu pomiędzy którymi zachodzi wymiana ciepła i masy (kanał centralny i wiązka). Modele te wymagają jednak znajomości współczynników charakteryzujących podział strumienia masy chłodziwa oraz wymianę ciepła pomiędzy kanałami. Dostępne w literaturze informacje dotyczące wartości współczynnika wymiany ciepła pomiędzy kanałem centralnym a obszarem wiązki, *hBC*, są bardzo skromne. Dotychczas zaproponowano cztery metody wyznaczenia wartości *hBC* drogą eksperymentalną [12-15]. Każda z nich jednak została zastosowana tylko raz, przy czym nie jest pewne, czy wartości *hBC* uzyskane różnymi metodami są wzajemnie zgodne. Istnieją również dwie metody teoretyczne oszacowania *hBC*, jednak dają one rozbieżne wyniki [16,17]. Zachodziła konieczność przeprowadzenia systematycznych badań mających na celu określenie optymalnej metody wyznaczania *hBC* oraz czynników mających wpływ na jego wartość.

Nasze zadanie polegało na oszacowaniu współczynnika wymiany ciepła pomiędzy obszarem wiązki a centralnym kanałem chłodzącym (*hBC*) dla kabli typu CICC na podstawie analizy danych eksperymentalnych zgromadzonych podczas testów dwóch prototypowych kabli zaprojektowanych dla cewek TF tokamaka ITER. Testy te zostały przeprowadzone w latach 2008-2009 w ośrodku naszych współpracowników zagranicznych (EPFL-CRPP PSI Villigen, Szwajcaria) przy współudziale kierowniczki projektu [18,19]. Wartość *hBC* w funkcji strumienia masy przepływającego chłodziwa została oszacowana na podstawie analizy ewolucji niestacjonarnego pola temperatury wzdłuż kabla po włączeniu grzejnika o stałej mocy umieszczonego na powierzchni rury doprowadzającej hel do kabla, w pobliżu jego brzegu. Analiza została przeprowadzona przy użyciu dwóch modeli analitycznych zaczerpniętych z literatury [12,13]. Zadanie zrealizowano w następujących etapach:

* W pracy [12] przyjęto, że ewolucję czasową pola temperatury w obszarze wiązki (indeks *B*) i w centralnym kanale chłodzącym (indeks *C*) opisuje następujący układ równań:

  (2a)

 (2b)

Założono również, że sytuacje eksperymentalną można modelować jako prostokątny skok temperatury na brzegu kabla, zadany jako warunek brzegowy:

 (3)

 Dla takiego przypadku znaleziono rozwiązanie analityczne równań (2). W naszej pracy poszukiwaliśmy wartości *hBC*, które dają największą zgodność temperatur obliczonych na podstawie rozwiązania analitycznego z pracy [12] i zmierzonych przez czujniki temperatury rozmieszczone w różnych punktach kabla.

* W pracy [14] przyjęto, że ewolucję czasową średniej temperatury w kablu *T =* (*TB* +*TC*)/2 można opisać za pomocą następującego równania (wyprowadzonego po pewnych uproszczeniach z równań (2)):

, (4)

gdzie jest średnią prędkością przepływu w kablu, zaś

 , (5)

 jest współczynnikiem dyfuzji (bezpośrednio związanym z *hBC*). Sytuację eksperymentalną modelowano jako prostokątny skok temperatury zadany jako warunek początkowy. Dla takiego przypadku znaleziono rozwiązanie analityczne równania (4). Następnie poprzez dopasowanie funkcji wykładniczej do rozwiązania analitycznego dla różnych wartości parametrów *x*, *k* i *v* określono prosty związek skalujący pomiędzy charakterystycznym czasem narastania impulsu a tymi parametrami: ** = (*kx*/*v*3)1/2. Poprzez dopasowanie funkcji wykładniczej do odczytów czujników temperatury rozmieszczonych wzdłuż kabla uzyskuje się zbiór eksperymentalnych wartości . Następnie, korzystając z równania skalującego oraz równania (4), dla każdej wartości charakterystycznego czasu można obliczyć odpowiadającą mu wartość *hBC*. W naszej pracy zastosowaliśmy powyższą metodę do opracowania posiadanych przez nas danych doświadczalnych.

* Podczas analizy danych doświadczalnych za pomocą obu powyższych metod zauważyliśmy, że modele matematyczne zaproponowane w pracach [12] i [14] nie są ze sobą spójne – model użyty w pracy [12] zakłada, że na brzegu kabla nastąpił prostokątny skok temperatury, natomiast z modelu użytego w pracy [14] wynika, że temperatura na brzegu kabla wzrasta w miarę upływu czasu zgodnie z równaniem

. (6)

Niestety jednoznaczne rozstrzygnięcie problemu, który z modeli jest bliższy rzeczywistości nie było możliwe, ponieważ w analizowanym eksperymencie żaden z termometrów nie był umieszczony dokładnie na brzegu kabla. Aby sprawdzić czy sposób sformułowania modelu ma istotny wpływ na równanie skalujące oraz wynikające z niego wartości *hBC*, zaproponowaliśmy pierwszą modyfikację metody z pracy [14], a mianowicie rozwiązaliśmy równanie (4) z warunkiem brzegowym: , zgodnym z warunkiem (3) zastosowanym w pracy [12]. Uzyskane rozwiązanie analityczne zostało przez nas użyte do wyprowadzenia nowego równania skalującego o postaci: ** = [*kx*/(9*v*3)]1/2. Można zauważyć, że wartości *hBC* wynikające z tego równania są ok. 1.8 razy mniejsze od otrzymanych za pomocą oryginalnego równania skalującego z pracy [14], co stanowi istotną różnicę.

* Aby maksymalnie zbliżyć stosowany model matematyczny do rzeczywistości zaproponowaliśmy druga modyfikację metody. Założyliśmy, że ewolucja czasowa temperatury na brzegu kabla powinna być zbliżona do odczytu termometru umieszczonego na rurze doprowadzającej hel do kabla, w niewielkiej odległości od jego wlotu. Odczyty tego termometru aproksymowaliśmy za pomocą funkcji wykładniczej. Następnie rozwiązaliśmy równanie (4) z warunkiem brzegowym:



**Rys. 2.** Porównanie wartości *hBC* dla kabla TFPS otrzymanych różnymi metodami.

, (7)

gdzie *ini* jest charakterystycznym czasem narastania impulsu termicznego rejestrowanego przez termometr umieszczony w pobliżu brzegu kabla. Za pomocą otrzymanego rozwiązania analitycznego otrzymaliśmy kolejne równanie skalujące o postaci: ** = 1.3558*kx*/*v*3)1/2. Stały czynnik występujący w tym równaniu okazał się tylko nieznacznie większy niż w poprzednim przypadku.

* Wyniki otrzymane za pomocą oryginalnej (OR) metody z pracy [14] i jej obu modyfikacji (M1 i M2) zaproponowa-nych przez nas, a także za pomocą metody z pracy [12], po opracowaniu statystycznym i przeprowadzeniu analizy niepewności pomiarowych, zostały zaprezentowane w pracy [21]. Podsumowanie najważniejszych rezultatów przedsta-wione jest na rys. 2.

**Rys. 3.** Wartości *hBC* dla kabla TFS otrzymane metodą bezpośrednią na podstawie pomiarów temperatury w stanach stacjonarnych po ogrzaniu segmentu kabla za pomocą grzejnika umieszczonego na powierzchni kabla.

* Podczas pracy nad zagadnieniami dotyczącymi współczynnika *hBC* stwierdziliśmy, że dotychczas był on wyznaczany wyłącznie w sposób pośredni – poprzez dopasowanie uproszczonych modeli analitycznych do danych doświadczalnych. Jednak wartości *hBC* dla tego samego kabla otrzymane za pomocą różnych metod pośrednich znacząco się różnią, co widać np. na rys. 2., ponieważ mają na nie wpływ założenia poczynione przy formułowaniu modeli matematycznych. Metody pośrednie nie pozwalają również na analizę roli przepływu masy pomiędzy kanałem centralnym a obszarem wiązki w procesie transportu energii pomiędzy tymi kanałami. Podjęliśmy próbę wyznaczenia *hBC* metodą bezpośrednią, tzn. poprzez analizę wymiany ciepła pomiędzy obydwoma kanałami przepływu opartą na równaniach bilansu masy i energii oraz odczytach termometrów umieszczonych wewnątrz kabla. Metoda ta jest stosowana dla wymienników ciepła, lecz nigdy dotąd nie użyto jej jeszcze w przypadku CICC. Przykładowe wyniki obliczeń przedstawione są na rys. 3. Stwierdziliśmy, że wymiana ciepła pomiędzy obszarem wiązki a kanałem centralnym jest zintensyfikowana w obszarach, w których działa lokalne źródło ciepła. Towarzyszy temu zwiększony transport masy pomiędzy obydwoma kanałami przepływu. Wyniki analizy zostały zaprezentowane w pracy [22].

Zdobyta wiedza na temat wymiany ciepła pomiędzy kanałem chłodzącym a obszarem wiązki CICC jest obecnie wykorzystywana przez nas i współpracujące zespoły zagraniczne przy symulacjach i analizie zjawisk cieplno-przepływowych zachodzących w kabla nadprzewodnikowych zaprojektowanych dla cewek TF tokamaka DEMO.

**Zad 3. Analiza chłodzenia nadprzewodnikowych krioprzepustów prądowych**

Krioprzepusty prądowe stanowią integralną część elektrycznych urządzeń nadprzewodnikowych umożliwiającą przepływ prądu roboczego od źródła prądu o temperaturze pokojowej do kabla nadprzewodnikowego pracującego w temperaturze kriogenicznej. Krioprzepusty prądowe mogą być wykonane wyłącznie z materiałów normalnych (najczęściej z miedzi), jak również częściowo z metalu a częściowo z materiału nadprzewodnikowego nisko- lub wysokotemperaturowego (LTS lub HTS).Wyniki testów eksperymentalnych (zob. np. [23]) wykazały, że użycie materiałów HTS umożliwia około trzykrotne zmniejszenie mocy chłodzenia w porównaniu z optymalnie zaprojektowanym konwencjonalnym krioprzepustem wykonanym z miedzi. Niezbędne są dalsze badania ukierunkowane na rozwój tej obiecującej technologii. W szczególności, zachodzi potrzeba analizy nowych opcji chłodzenia modułu miedzianego umożliwiającego dalsze obniżenie mocy chłodzenia i/lub podwyższenie temperatury wlotowej chłodziwa. Przeprowadzenie takiej analizy było celem naszego trzeciego zadania. Zadanie realizowano w następujących etapach:

* Uzupełniono i zaprezentowano w pracy [24] analizę cieplno-przepływową projektu koncepcyjnego układu kriogenicznego doprowadzającego chłodziwo do stanowiska eksperymentalnego do testowania nadprzewodnikowych przepustów prądowych, które zostało następnie uruchomione w ośrodku współpracowników zagranicznych (EPFL-CRPP PSI Villigen).
* Przeprowadzono analizę i optymaliza-cję termodynamiczną trzech wariantów chłodzenia modułu miedzianego nad-przewodnikowego przepustu prądowe-go, a mianowicie: (i) za pomocą przepływu pojedynczego strumienia helu (rys. 3a), (ii) za pomocą przepływu dwu strumieni helu (rys. 3b) oraz (iii) poprzez zanurzenie zimnego końca modułu miedzianego w kąpieli z ciekłego azotu. Dla każdej z opcji chłodzenia wejściowych obliczono strumień ciepła przepływającego przez zimny koniec przepustu, a także określono: optymalną długość wymien-nika ciepła w module mie-dzianym (*LHEX*), optymalny strumień masy chłodziwa oraz dla wariantu (b) opty-malny stosunek , zaś dla wariantu (c) optymalną głębokość kąpieli. Obliczono również moc idealnej chło-dziarki niezbędną do chło-dzenia całego krioprzepustu (*Pideal*). Wyniki przeprowa-dzonych analiz zaprezento-wano w pracach [25, 26]. Podsumowanie najważniej-szych uzyskanych wyników przedstawione jest w Tabeli 2. Stwierdziliśmy, że zasto-sowanie podwójnego stru-mienia helu (wariant (b)) nie może doprowadzić do zna-czącego obniżenia zużycia energii na chłodzenie krioprzepustu. Pozwala jednak na znaczne podwyższenie temperatury wlotowej chłodziwa. Stwierdziliśmy również, że wariant (c) może być interesującą alternatywą dla standardowego wariantu (a), zwłaszcza w ośrodkach nie dysponujących chłodziarką kriogeniczną pracującą z zamkniętym obiegiem helu, ponieważ moc *Pideal* jest w tym przypadku zaledwie ok. 20% większa niż w wariancie standardowym.

**Tabela 2.** Optymalne warunki pracy dla różnych wariantów chłodzenia modułu miedzianego (HEX) różnych wartości temperatury ciepłego końca modułu HTS.

**(a)**

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| *Tw HTS* [K] | *T****He,in*** [K] |  [g/s] | *LHEX* [m] | *Pideal*[kW] |
| 506070 | 374553 | 1.1121.1441.176 | 0.3610.3140.283 | 2.1911.9921.889 |

**(b)**

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| *Tw HTS* [K] | *T****He,in***[K] | [g/s] |  [g/s] | *LHEX* [m] | *THe,out*1[K] | *Pideal*[kW] |
| 506070 | 475665 | 3.102.752.55 | 1.01191.01111.0106 | 0.3260.2830.254 | 55.4568.8382.67 | 2.1221.9301.831 |

**(c)**

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| *Tw HTS* [K] | *L****b***[cm] |  [g/s] | *LHEX* [m] | *Pideal*[kW] |
| 78.579.079.580.0 | 3.922.491.861.46 | 2.472.411.861.46 | 0.1900.1740.1670.163 | 2.3262.3062.3102.327 |

**Rys. 3.** Analizowane warianty chłodzenia miedzianego wymiennika ciepła (HEX).

Wyniki przeprowadzonej analizy zostały wykorzystane przez naszych współpracowników zagranicznych (EPFL-CRPP PSI Villigen) przy projektowaniu przepustu prądowego pracującego z prądem nominalnym 20 kA, do zastosowania w elektromagnesie hybrydowym wytwarzającym pole magnetyczne o maksymalnej indukcji 25 T [27].

**Osiągnięcia**

Wymiernym, udokumentowanym efektem projektu jest 6 artykułów w języku angielskim, wymienionych w części F raportu. Warto zauważyć, że praca nr 2 (opublikowana w 2013 r.) była już czterokrotnie cytowana przez innych autorów. Uzyskane wyniki były również upowszechnione na konferencjach zagranicznych:

1. Lewandowska M., Wesche R.: Parametric study for the cooling of HTS current leads using a liquid nitrogen bath. Applied Superconductivity Conference (ASC 2012), 12-14.10.2012, Portland, USA, poster

2. Lewandowska M., Herzog R., Malinowski L.: Transverse heat transfer coefficient in the dual channel ITER TF CICCs. Part II. Analysis of transient temperature responses observed during heat slug propagation tests. CHATS on Applied Superconductivity 2011, 9-11.10.2013, Cambridge, USA, referat

3. Lewandowska M., Malinowski L., Herzog R.: Transverse heat transfer in dual channel ITER CICCs. 4th International Conference on Superconductivity and Magnetism (ICSM 2014), 27.04-2.05.2014, Antalya, Turcja, poster

gdzie spotkały się z zainteresowaniem uczestników. Udział projekcie, a zwłaszcza możliwość uczestniczenia w konferencjach zagranicznych, zwiększył rozpoznawalność naszego zespołu na forum międzynarodowym, czego wymiernym efektem było:

* Znaczące zwiększenie ilości zaproszeń do recenzowania artykułów złożonych do redakcji wiodących czasopism naukowych, takich jak: Cryogenics, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Applied Energy - w latach 2012-2014 kierowniczka projektu opracowała recenzje 12 artykułów ściśle związanych z tematyką projektu,
* Zaproszenie kierowniczki projektu (w lipcu 2013 r.) do komitetu redakcyjnego czasopisma Cryogenics.

Ponadto prace [23-25] weszły w skład jednotematycznego cyklu 12 publikacji zatytułowanego „Analiza zagadnień chłodzenia elektromagnesów nadprzewodnikowych”, który stał się podstawą habilitacji kierowniczki projektu (postępowanie habilitacyjne zostało wszczęte przez Centralną Komisję ds. Stopni i Tytułów dnia 9.05.2013 r. zaś dnia 14.05.2014 r. Rada Wydziału Mechaniczno-Energetycznego Politechniki Wrocławskiej podjęła uchwałę o nadaniu kierowniczce projektu stopnia doktora habilitowanego nauk technicznych w dyscyplinie budowa i eksploatacja maszyn).

**Literatura**

[1] C. Schmidt, Cryogenics 18 (1978) 605-610.

[2] W. Nick, H. Krauth, G. Ries, IEEE Trans. Magn. MAG-15 (1979) 359-362.

[3] K. Seo, M. Morita, S. Nakamura, T. Yamada, Y. Jizo, IEEE Trans. Magn. 32 (1996) 3089-3093.

[5] P. Bauer, J. Donnier, L. Oberli, IEEE Trans. Appl. Supercond. 9 (1999) 1141-1144.

[6] P. Bauer (1999) Stability of superconducting strands for accelerator magnets. PhD Thesis, Technische Universität, Wien

[7] L. Dresner, IEEE Trans. Magn. MAG-21 (1985) 392-395.

[8] N.A. Buznikov, A.A. Pukhov, Cryogenics 36 (1996) 547-553.

[9] L. Malinowski, Cryogenics 39 (1999) 311-317.

[10] M. Lewandowska, L. Malinowski, *Minimum quench energies of uncooled low temperature superconductors with temperature dependent thermophysical parameters*. Przyjęte do druku w Applied Mathematical Modelling (2014), doi: 10.1016/j.apm.2014.03.025.

[11] L. Bottura L.: *Cable-in-Conduit*, rozdz. B-3.4 w Seeber B. (red.): Handbook of applied superconductivity, Institute of Physics Publishing, Bristol, 1998.

[12] B. Renard, A. Martinez, J.-L. Duchateau, L. Tadrist, Cryogenics 46 (2006) 530–540.

[13] B. Renard, J.-L. Duchateau, B. Rousset, L. Tadrist, Cryogenics 46 (2006) 629–642.

[14] L. Bottura, P. Bruzzone, C. Marinucci, B. Stepanov, Cryogenics 46 (2006) 597–605.

[15] C. Marinucci, L. Bottura, P. Bruzzone, B. Stepanov, Cryogenics 47 (2007) 563–576.

[16] S. Nicollet, D. Ciazynski, J.-L. Duchateau, B. Lacroix, B. Renard, Proceedings of the 20th International Cryogenic Engineering Conference (ICEC 20), Beijing, China. Elsevier Ltd 2005, 589-592

[17] A.E. Long: Transverse Heat Transfer in a Cable-in-Conduit Conductor with Central Cooling Channel, M. Sc. Thesis, MIT, Cambridge-MA (1995)

[18] R. Herzog, M. Lewandowska, M. Bagnasco, *et al*., IEEE Trans Appl Supercond 19 (2009) 1488-1491.

[19] R. Herzog, M. Lewandowska, M. Calvi, D. Bessette, J Phys: Conf Ser 234 (2010) 032022 (8 pp).

[20] M. Lewandowska, R. Herzog, Cryogenics 2011; 51: 598-608.

[21] M. Lewandowska, R. Herzog, L. Malinowski, *Transverse heat transfer coefficient in the dual channel ITER TF CICCs. Part II. Analysis of transient temperature responses observed during a heat slug propagation experimen*t. Złożone do redakcji Cryogenics.

[22] M. Lewandowska, L. Malinowski, *Transverse heat transfer coefficient in the dual channel ITER TF CICCs. Part III. Direct method of assessment*. Złożone do redakcji Cryogenics.

[23] R. Heller, S.M. Darweschsad, G. Dittrich., *et al.*, IEEE Trans. Appl.Supercon. 15 (2005), 1496-1499.

[24] M. Lewandowska, M. Bagnasco, Przegląd Elektrotechniczny (Electrical Review) 88 (2012) 140-143.

[25] M. Lewandowska, R. Wesche, Cryogenics 53 (2013) 31-36.

[26] M. Lewandowska, R. Wesche, IEEE Trans. Appl. Supercon. 23 (2013) 4800304 (4 strony).

[27] R. Wesche, P. Bruzzone, *et al*., Journal of Physics: Conference Series 507 (2014) 032056 (4 pp.).