

# Zakres kompensacji temperaturowej indukcyjnego czujnika odkształceń

JANUSZ NURKOWSKI

*Instytut Mechaniki Górotworu PAN; ul. Reymonta 27, 30-059 Kraków*

## Streszczenie

Przedstawiono badania, dotyczące wpływu temperatury na pomiar odkształcenia bezrdzeniowym czujnikiem indukcyjnym, w szczególności przy zmieniającej się długości czujnika, wykonanego z różnych materiałów, głównie z miedzi. Jest to kontynuacja prac nad wykorzystaniem indukcyjnego, bezrdzeniowego czujnika do pomiaru odkształceń skał w komorze ciśnieniowej aparatu GTA-10. Dotychczas wykorzystywano do tego celu tensometry elektrooporowe lub czujnik indukcyjny wykonany z wysokorezystywnej stali sprężynowej. Jednak wykonane w ubiegłym i bieżącym roku eksperymenty z zastosowaniem czujnika miedzianego współpracującego z opracowanym przez autora, zmodyfikowanym obwodem rezonansowym wykazują, że będzie on lepszy od stalowego w pomiarach małych odkształceń, poniżej 1%. Wyznaczono rodziny charakterystyk termicznych, w zakresie około od  $-10$  do  $+90^{\circ}\text{C}$ , dla czujników o różnych długościach, wykonanych z: miedzi, stali wysoko- i niskorezystywnej oraz manganinu, a także z czujników będących kombinacją tych materiałów. Uzyskane wyniki eksperymentalne porównano z symulacjami charakterystyk termicznych w oparciu o wyprowadzone równania opisujące wpływ temperatury czujnika na częstotliwość drgań obwodu rezonansowego. Stwierdzono zadowalającą zgodność symulacji z wynikami eksperymentów. Wypracowano nowe wzory umożliwiające wprowadzanie poprawek do pomiaru odkształcenia ze względu na oddziaływanie zmiennej temperatury na czujnik pomiarowy i odniesienia w porównawczej metodzie pomiaru. Przez odpowiedni dobór parametrów obwodu rezonansowego osiągnięto małą zależność wskazań czujnika od jego temperatury, a równocześnie dużą wartość pojemności obwodu, co praktycznie eliminuje wpływ pasożytniczych pojemności połączeń na stabilność drgań obwodu rezonansowego. Uzyskane wyniki wykorzystane będą w pomiarach odkształceń, głównie ściśliwości w aparacie ciśnieniowym GTA-10 w zakresie ciśnień do 400 MPa,

**Słowa kluczowe:** indukcyjny czujnik odkształcenia, termiczna kompensacja cewki indukcyjnej, generator LC, rozszerzalność termiczna

## 1. Wstęp

Indukcyjny, bezrdzeniowy czujnik do pomiaru odkształceń działa na zasadzie zmian częstotliwości generatora LC stanowiąc indukcyjność jego obwodu rezonansowego. Czujnik zmienia swą długość wraz z deformacją badanego materiału, co zmienia częstotliwość obwodu rezonansowego. Zmiany częstotliwości napięcia wyjściowego generatora można łatwo zmierzyć i zarejestrować w postaci cyfrowej bez konieczności stosowania przetwornika A/C. Rozdzielczość takiego przetwornika *odkształcenie-indukcyjność-częstotliwość* byłaby trudna do osiągnięcia przez prostszy przetwornik *odkształcenie-indukcyjność* działający na zasadzie pomiaru zmian indukcyjności czujnika z pominięciem generatora. Wystarczająco precyzyjny pomiar indukcyjności wymaga drogich i dużych przyrządów, co pociąga na ogół konieczność użycia długich przewodów łączących z czujnikiem, które destabilizują pomiar. Generator LC z którym współpracuje czujnik można wykonać w niewielkiej objętości około  $1\text{ cm}^3$  i umieścić go bardzo blisko czujnika, redukując długość połączenia z czujnikiem do kilku cm. Inną istotną korzyścią włączenia czujnika w układ generacyjny jest możliwość uzyskania niezależności sygnału wyjściowego z przetwornika (czyli częstotliwości) od temperatury czujnika. Taka kompensacja termiczna czujnika możliwa jest w generatorze Colpitts'a przez wykorzystanie efektu *linowej poprawki częstotliwości*. Zachodzi w nim do zależności generowanej częstotliwości od rezystancji cewki [1]. Podczas wzrostu temperatury rośnie jej rezystancja, co prowadzi

do wzrostu częstotliwości. Równocześnie indukcyjność cewki maleje z powodu rozszerzalności cieplnej jej zwojów, co skutkuje zmniejszeniem częstotliwości sygnału. Dla odpowiedniej wartości indukcyjności i rezystancji czujnika oraz pojemności i konfiguracji obwodu oba te zjawiska prowadzą do kompensacji termicznej czujnika ze względu na częstotliwość sygnału wyjściowego. Jest to możliwe w klasycznym obwodzie rezonansowym, z którym współpracuje czujnik wykonany z wysokorezystywnej stali sprężynowej. Dla metali niskorezystywnych kompensacja jest możliwa w odpowiednio zaprojektowanym, zmodyfikowanym obwodzie rezonansowym [2]. Z matematycznego punktu widzenia kompensacja zachodzi dla ściśle określonej temperatury, lecz w praktyce w pewnym zakresie temperatur.

Zależność punktu termicznej kompensacji czujnika między innymi od jego indukcyjności powoduje, że zmiany jego długości, a więc indukcyjności, w trakcie pomiaru odkształcenia skutkuje jego termicznym rozkompensowaniem. Innym powodem rozkompensowania czujnika jest jego początkowa długość odmienna od zakładanej, przy której zachodzi kompensacja termiczna. Powoduje to błędy pomiarowe, których wartość zależy od wielkości zmian długości i temperatury czujnika, ale również od wartości pojemności poszczególnych kondensatorów obwodu rezonansowego oraz od metalu lub ich stopów użytych do wykonania czujnika. W szczególności dotyczy to rezystywności i termicznego współczynnika rezystancji materiału czujnika.

W opracowaniu przedstawiono wyniki pomiarów charakterystyk termicznych czujników wykonanych z wysokorezystywnej stali sprężynowej, niskorezystywnej stali węglowej, manganinu oraz miedzi w zależności od parametrów obwodu rezonansowego. Uzyskane charakterystyki posłużyły do wyliczenia spodziewanego błędu pomiarowego, w szczególności w aspekcie pomiaru ściśliwości skał w komorze ciśnieniowej. Wyniki eksperymentów porównano z rozważaniami teoretycznymi bazującymi na wyprowadzonych równaniach opisujących zmodyfikowany obwód rezonansowy.

Przedstawiono efekty pomiarów wpływu użytych materiałów, z jakich wykonano czujnik i pojemności obwodu rezonansowego na zakres stabilizacji termicznej czujnika, biorąc pod uwagę całkowitą dopuszczalną niepewność pomiaru odkształcenia spowodowane zmianą temperatury czujników. W szczególności pokazano efekt kombinacji materiałów takich jak stal nisko i wysokorezystywna, oraz manganin w czujniku podwójnym-równoległym.

## 2. Matematyczne podstawy warunków kompensacji termicznej czujnika

Przez odpowiedni dobór parametrów obwodu rezonansowego i czujnika można uzyskać niezależność generowanej częstotliwości od temperatury czujnika. Matematyczne podstawy takiej kompensacji opracowano w 2010 i 2011 r. i przedstawiono w [3]. Wynika z nich, co potwierdzają pomiary, że charakterystyka temperatura czujnika – częstotliwość generatora jest parabolą o stromości ramion zależnej od parametrów obwodu i czujnika.

Aby zminimalizować błędy związane z niestabilnością generatora spowodowaną zmienną temperaturą otoczenia, napięciem zasilania, starzeniem elementów itd. używany jest czujnik odniesienia zamocowany na materiale o znanych własnościach, na przykład na stalowym wsporniku. Za pomocą elektronicznego przełącznika oba czujniki (pomiarowy i odniesienia), o jak najbardziej zbliżonych parametrach elektrycznych i mechanicznych są naprzemiennie podłączane do jednego oscylatora [4]. Oba czujniki umieszczone wewnątrz komory ciśnieniowej, połączone są z oscylatorem poprzez elektryczne przepusty ciśnieniowe w korku komory. Umożliwia to również redukcję wpływu zmiennego ciśnienia i temperatury wewnątrz komory na czujnik pomiarowy.

Kompensacja termiczna jest niedoskonała z dwóch podstawowych powodów:

1. występuje ona tylko dla ściśle określonej temperatury, odpowiadającej wierzchołkowi paraboli (w praktyce, godząc się na określony błąd pomiaru, można mówić o pewnym użytecznym zakresie temperatur pracy czujnika),
2. każda zmiana parametrów RLC obwodu rezonansowego powoduje, że następuje zmiana wartości temperatury, przy której czujnik jest skompensowany, w szczególności dotyczy to zmiany indukcyjności czujnika gdy:
  - czujnik zmienia swą długość wraz z odkształcaniem się badanego obiektu,
  - montując czujnik do badanego materiału jego początkowa długość, a więc indukcyjność jest nieco inna od pożądanej ze względu na temperaturę kompensacji.

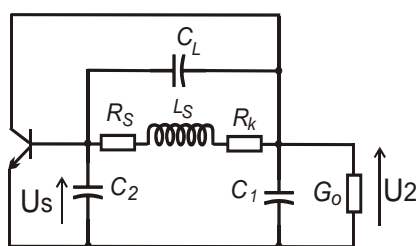
Częstotliwość oscylacji generatora, z którym współpracuje czujnik z wystarczającą, w tym wypadku, można określić wzorem:

$$f = (2\pi\sqrt{L_r C_r})^{-1} = (2\pi\sqrt{(L_s + L_p) C_r})^{-1} = \left(2\pi\sqrt{\left(\frac{k}{l_s} + L_p\right) C_r}\right)^{-1}, \quad k = \mu z^2 S \quad (1)$$

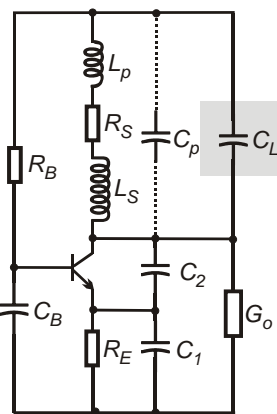
gdzie:

- $L_r, C_r$  – całkowita indukcyjność i pojemność obwodu rezonansowego,
- $L_s, L_p$  – indukcyjność czujnika i pasożytnicza indukcyjność jego połączeń z generatorem,
- $z, S$  – ilość zwojów czujnika i jego pole przekroju.

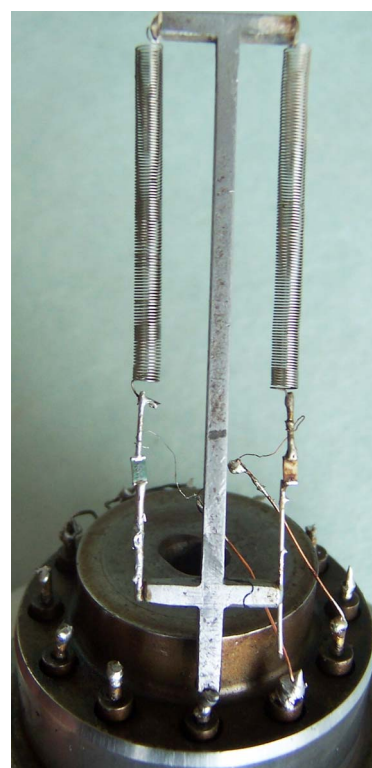
Równanie opisujące charakterystykę termiczną czujnika uzyskano przez analizę zależności fazowych w czwórniku sprzężenia zwrotnego generatora Colpitts'a. Na rys. 1 przedstawiono schemat zastępczy czwórnika i schemat ideowy generatora.



Rys. 1a. Schemat zastępczy generatora ze zmodyfikowanym obwodem rezonansowym, czyli z dołączonym kondensatorem  $C_L$



Rys. 1b. Schemat ideowy zmodyfikowanego generatora



Rys. 1c. Dwa czujniki zamontowane na stalowym wsporniku

Po prawej fotografia czujnika zamocowanego na stalowym wsporniku, jako układ testowy w pomiarze ściślności

W czwórniku sprzężenia zwrotnego zmiana fazy napięcia przekazana z jego wyjścia na wejście spowodowana termicznymi zmianami rezystancji czujnika jest:

$$\Delta\phi_{bu}(T) = \frac{\Delta T}{\sqrt{L_s(C_L + 2C_{1,2})}} \left( \frac{4C_L^2}{C_{1,2}} + 4C_L + C_{1,2} \right) \left( \frac{L_s G_o \alpha_l}{4C_L + 2C_{1,2}} + R_s(\alpha_{R_s} - \alpha_{l_s}) - R_K \alpha_{l_s} \right) \quad (2)$$

gdzie:

- $\Delta T$  – zmiany temperatury czujnika,
- $L_s$  – indukcyjność czujnika,
- $\alpha_{R_s}, \alpha_{l_s}$  – termiczny współczynnik rezystancji i wydłużenia drutu czujnika,

- $R_s, R_K$  – rezystancja czujnika i klucza przełączającego czujniki, lub  $R_K$  jako rezystancja połączeń czujnika pozostająca poza wpływem oddziaływania temperatury,  
 $G_o$  – konduktancja wyjściowa generatora,  
 $C_L, C_{1,2}$  – kondensatory obwodu rezonansowego, zgodnie z rys. 1.

W powyższym wzorze składnik  $\frac{L_s G_o}{4C_L + 2C_{1,2}}$  przedstawia konduktancję wyjściową generatora przetworzoną na zaciski cewki obwodu rezonansowego, którą można przedstawić w postaci rezystancji  $R_w$  szeregowej z rezystancją czujnika. Stwierdzono, że z wystarczającą w tym przypadku dokładnością można uznać, że jest ona niezależna od zmian indukcyjności, a wtedy można napisać, że:

$$\Delta\phi_{\beta u}(T) = \frac{\Delta T}{\sqrt{L_s(C_L + 2C_{1,2})}} \left( \frac{4C_L^2}{C_{1,2}} + 4C_L + C_{1,2} \right) (R_w \alpha_{ls} + R_s (\alpha_{Rs} - \alpha_{ls}) - R_K \alpha_{ls}) \quad (2a)$$

Względne zmiany częstotliwości czujnika pochodzące od wpływu temperatury, ze względu na termiczne zmiany jego rezystancji  $f_T(\alpha_R)$  są ilorazem zmian napięcia fazy sprzężenia do dobroci czujnika w funkcji temperatury:

$$\frac{\Delta f_T(\alpha_R)}{f_0} = \frac{\Delta\phi_{\beta u}(T)}{2Q_r(T)} \quad (3)$$

Stąd po licznych przekształceniach i uproszczeniach można otrzymać, że:

$$\frac{\Delta f_T(\alpha_R)}{f_0} \approx \frac{2\alpha_R \Delta T R_s^2}{L_s} \left( \frac{C_L^2}{C_{1,2}} + C_L + \frac{C_{1,2}}{4} \right) \left( 1 + \alpha_R \Delta T + \frac{R_K + R_w}{R_s} \right) \quad (4)$$

Kompensacja termiczna zachodzi wtedy, gdy zmiany częstotliwości wynikłe z wpływu temperatury na rezystancję czujnika są równe zmianie częstotliwości ze względu na rozszerzalność termiczną czujnika i materiału, na którym jest zamocowany, lecz ze znakiem przeciwnym, czyli:

$$\frac{f_{\Delta T}}{f_0} = \frac{f_T(\alpha_R)}{f_0} - \frac{f_T(\alpha_l)}{f_0} = \frac{2\alpha_R \Delta T R_s^2}{L_s} \left( \frac{C_L^2}{C_{1,2}} + C_L + \frac{C_{1,2}}{4} \right) \left( 1 + \alpha_R \Delta T + \frac{R_K + R_w}{R_s} \right) - l_w \alpha_{\Sigma l} \Delta T \quad (5)$$

gdzie:

- $l_s$  – długość czujnika,
- $l_w$  – długość wspornika,
- $\alpha_{\Sigma l}$  – wypadkowy termiczny współczynnik liniowej rozszerzalności czujnika, wspornika i łącznika.

Jest to parabola, której wierzchołek wyznacza temperaturę kompensacji czujnika, natomiast w innej temperaturze zmianę częstotliwości określi w przybliżeniu (ze względu na nieliniowość charakterystyki) styczna do paraboli w danej temperaturze.

Niech dla przejrzystości późniejszego zapisu:

1. temperatura w danym momencie pomiaru  $T$  będzie odniesiona do temperatury, w której skompenso-  
wano czujnik, uznanej za zerową, wtedy:  $\Delta T = T$
2.  $f^*$  oznacza względną zmianę częstotliwości odniesioną do początku pomiaru odkształcenia:  $\frac{\Delta f}{f_0} = f^*$
3.  $\left( \frac{C_L^2}{C_{1,2}} + C_L + \frac{C_{1,2}}{4} \right) = C_{\Sigma}$

Współczynnik kierunkowy stycznej dla danej temperatury charakterystyki termicznej można wyliczyć różniczkując równanie (5) względem  $T$ :

$$\frac{df^*}{dT} = \frac{2\alpha_R R_s^2 C_{\Sigma}}{L_s} \left( 1 + 2\alpha_R T + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right) - l_w \alpha_{\Sigma l} \quad (6)$$

lub uwzględniając, że

$$L_s = 0,25\mu\pi z^2 D^2 l_s^{-1} \quad (A)$$

gdzie:

$z, D, l$  – ilość zwojów, średnica i długość cewki;

$\mu_0$  – bezwzględna przenikalność magnetyczna (przyjęto przenikalność względną środowiska  $\mu_r = 1$ ),

a wtedy:

$$\frac{df^*}{dT} = \frac{8\alpha_R R_s^2 l_s C_\Sigma}{\mu\pi z^2 D^2} \left( 1 + 2\alpha_R T + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right) - l_w \alpha_\Sigma l \quad (6a)$$

(Można uznać, że średnica czujnika nie zmienia się dla małych zmian jego długości.)

Gdyby nachylenie charakterystyki termicznej było niezależne od temperatury, kompensacja termiczna zachodziła by w nieograniczonym zakresie temperatury, jednak składnik  $2\alpha_R T$  powoduje, że nachylenie charakterystyki rośnie z temperaturą, co powoduje, że kompensacja jest możliwa w otoczeniu określonej temperatury. Szybkość tych zmian określi druga pochodna względem temperatury:

$$\frac{d^2 f_T^*}{dT^2} = \frac{4\alpha_R^2 R_s^2 C_\Sigma}{L_s} \quad (7)$$

Dopuszczalny zakres zmian temperatury czujnika  $\Delta T$ , ze względu na przyjętą wartość błędu pomiaru, będzie tym większy im mniejsza szybkość zmian nachylenia charakterystyki, czyli wartość drugiej pochodnej określonej przez powyższy wzór. Analizując ten wzór można wnosić, że aby temperatura czujnika miała mały wpływ na błąd pomiaru, rezystancja  $R_s$  i termiczny współczynnik zmian rezystancji  $\alpha_R$  czujnika powinien być jak najmniejsze (obie wielkości w drugiej potęgze).

Nachylenie charakterystyki jest również zależne od indukcyjności czujnika, zgodnie z formułą (5), więc kompensacja termiczna jest możliwa nie tylko dla określonej temperatury, lecz i dla pewnej indukcyjności czujnika. Wpływ zmian indukcyjności czujnika na jego kompensację termiczną i wynikające z tego błędy pomiarowe pojawiające się w zmiennej temperaturze środowiska, w którym pracuje, można określić różniczkując równanie charakterystyki termicznej czujnika (4) względem jego indukcyjności:

$$\frac{d}{dL_s} \left( \frac{f_T^*}{f_0} \right) = -2 \frac{R_s^2 C_\Sigma}{L_s^2} \left( T\alpha_R + \alpha_R^2 T^2 + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right) \quad (8)$$

Również zgodnie z tą formułą korzystnym jest, aby rezystancja czujnika była możliwie mała. Pochodna ta może być mniejsza również dla dużej indukcyjności czujnika, w praktyce oznacza to aby względne zmiany indukcyjności czujnika były małe.

Materiałem do wykonania cewki spełniającym przedstawione powyżej postulaty jest miedź. Czujnik z niej wykonany ma w porównaniu do czujnika ze stali węglowej charakterystykę termiczną o zdecydowanie mniejszej stromości paraboli i mniejszej zależności od zmian indukcyjności. Oba materiały mają wprawdzie podobną wartość termicznego współczynnika rezystancji, ale rezystywność miedzi jest 6-krotnie mniejsza od stali węglowej (Tabela 1) [5], co zgodnie z zależnością (7) oznacza w dużym przybliżeniu 36-krotnie mniejszą szybkość zmian nachylenia charakterystyki (proporcjonalnie do  $R^2$ ), przy takiej samej indukcyjności czujnika. Ponadto pojemność obwodu rezonansowego, który współpracuje z cewką miedzianą jest około 10-krotnie większa niż w przypadku z cewką ze stali węglowej, co korzystnie wpływa na zmniejszenie destabilizującego wpływu pasożytniczych pojemności połączeń czujnika. Ten wzrost pojemności wyjaśnia wzór (6), zgodnie z którym dla małej rezystancji czujnika wymagane nachylenia charakterystyki trzeba osiągnąć przez wzrost pojemności obwodu rezonansowego.

Inną realizację czujnika oparto na wysokorezystywnej stali sprężynowej, której zaletą jest 5-krotnie mniejsza wartość termicznego współczynnika rezystancji w stosunku do poprzednich materiałów. Wadą tego rozwiązania jest mała pojemność obwodu rezonansowego, a zaletą duża sprężystość takiego czujnika, co czyni go odpornym na duże odkształcenia (w granicach 50%).

Podsumowując: czujnik miedziany jest preferowany do pomiarów małych odkształceń, gdzie decydującym jest duża pojemność obwodu i związana z tym stabilność drgań, natomiast czujnik ze stali sprężynowej

służy do pomiaru dużych odkształceń (powyżej kilku procent odkształceń czujnika) ze względu na jego dużą sprężystość. Czujnik ze stali węglowej prawdopodobnie nie będzie stosowany. Możliwe są również realizacje czujników kombinowanych (w fazie projektów) z dwóch różnych materiałów przedstawionych uprzednio (miedź, stal wysokorezystywna) oraz innymi jak np. manganin, brąz oraz mosiądz.

Tab. 1. Wybrane stałe materiałowe czujnika i pojemność obwodu rezonansowego

Material	Rezystywność	Temperat. wsp. rezystancji.	Pojemność obwodu rezonansowego	Pojemności obwodu dla kompensacji termicznej
	$\rho * 10^{-8}, \Omega m$	$\alpha_R * 10^{-4}/^{\circ}C$	$C_R, nF$	$C_{1,2}   C_L, nF$
stal sprężynowa	91	8	1,5	1,5   0
miedź	1,7	40	30	24   18
stal węglowa	9.7	45	7,1	9,4   1,4

### 3. Termiczna poprawka pomiaru odkształcenia

Znajomość równań opisujących charakterystykę termiczną czujnika umożliwia zredukowanie wpływu temperatury na pomiar odkształcenia przez stosowanie odpowiednich korekcji matematycznych. Dysponując informacją o temperaturze i charakterystyce termicznej czujnika można wyliczyć odpowiednią poprawkę. Jeśli takiej informacji nie ma, na skutek niemożności pomiaru temperatury lub jego zaniechania, wpływ temperatury przejawia się jako niepewność pomiaru (błąd przypadkowy). Niepewność pomiaru odkształcenia wystąpi nawet mimo stosowania korekty, jako skutek niepewności pomiaru temperatury (błąd przyrządu, dynamika procesu vs. bezwładność przyrządu lub czujnika). W prawidłowo zaprojektowanym i wykonanym przetworniku wpływ temperatury na generator i połączenia między nim a czujnikiem jest marginalny, szczególnie w porównawczej metodzie pomiaru i nie będzie w tym opracowaniu rozważany.

Czujnik jest wzorcowany przez wyznaczenie zależności częstotliwości drgań generatora od jego długości, a informacja o odkształceniu mierzonego materiału jest wielkością wtórną wyliczaną w zależności od długości bazy pomiarowej (długości próbki). Poprawka do pomiaru zmian długości w rezultacie pracy czujnika w zmiennej temperaturze, zwanej dalej poprawką termiczną, oznaczona jako  $\Delta l_T$ , będzie ilorazem zmian częstotliwości spowodowanych temperaturą do czułości czujnika  $s$ :

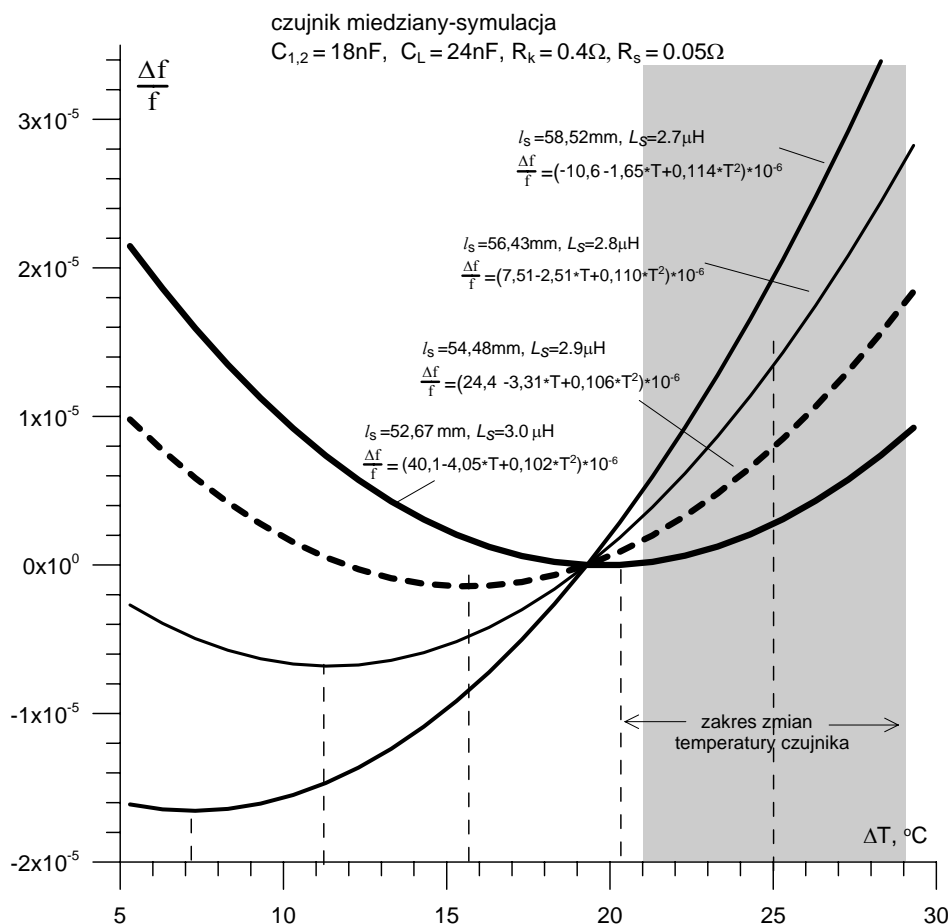
$$\Delta l_T = \frac{f(T) - f(T_0)}{s_R \cdot f(T_0)} \quad (9)$$

gdzie:

$f(T_0), f(T)$  – częstotliwości wyliczone z charakterystyki termicznej czujnika (wg symulacji, bądź najlepiej eksperymentalnego wyznaczenia) dla temperatury początkowej i bieżącej.

Rysunek 2 przedstawia symulację charakterystyk termicznych czujnika miedzianego, wg wzoru (5) w zależności od zmian indukcyjności (długości) czujnika. Czujnik i obwód rezonansowy zaprojektowano i wykonano tak, żeby w przewidywanej temperaturze, w której będą wykonane pomiary czujnik był skompensowany termicznie – symbolizuje to parabola narysowana grubą ciągłą linią i wierzchołkiem w punkcie  $T = 20^{\circ}C$ . W praktyce pomiar wykonano w temperaturze o  $5^{\circ}C$  większej, co spowodowało wyjście czujnika z obszaru kompensacji. Styczna do charakterystyki termicznej czujnika dla  $T = 25^{\circ}C$ , czyli początkowej temperatury pracy wynosi  $1,02 \cdot 10^{-6}/^{\circ}C$ . Zakładając błąd pomiaru zmian temperatury spowodowany jej fluktuacjami oraz różnicą w bezwładności termicznej czujnika odkształcenia i temperatury na poziomie  $1^{\circ}C$  i przyjmując czułość czujnika  $s_R = 30 \cdot 10^{-6}/\mu m$ , teoretyczna niepewność wyliczenia poprawki będzie 33 nm (nanometrów).

Dla większych od kilkunastostopniowych zmian temperatury posiłkowanie się styczną do charakterystyki termicznej dla wyliczenia poprawki lub błędu było by niewłaściwe, ze względu na jej nieliniowość, zwłaszcza w rejonie jej wierzchołka. Zmiany temperatury pojawiają się w szczególności przy pomiarze ściśłości na skutek sprężania i rozprężania cieczy ciśnieniowej. Aby wyliczyć ewentualną poprawkę temperaturową na podstawie wykresu charakterystyki termicznej wyskalowanego we względnych zmianach częstotliwości należy operować przyrostami ich zmian. Na przykład, niech zmiany temperatury podczas



Rys. 2. Względne zmiany częstotliwości dla czujnika miedzianego, rezystancja połączeń  $R_k = 0,1\Omega$  – symulacja

pomiaru różnią się od początkowej o  $\Delta T = \pm 4^\circ\text{C}$  (obszar zaznaczony szarym tłem), więc błąd pomiaru tym spowodowany, zgodnie z (9) dla czułości czujnika  $30 \cdot 10^{-6}/\mu\text{m}$  będą:

- dla temperatury  $\Delta T = +4^\circ\text{C}$ :  $\Delta l_T = (8,2 \cdot 10^{-6} - 2,2 \cdot 10^{-6}) / 30 \cdot 10^{-6} / \mu\text{m} = +0,20\ \mu\text{m}$ ,
- dla temperatury  $\Delta T = -4^\circ\text{C}$ :  $\Delta l_T = (2,2 \cdot 10^{-6} - 0,1 \cdot 10^{-6}) / 30 \cdot 10^{-6} / \mu\text{m} = +0,07\ \mu\text{m}$ .

Takie wyznaczenie poprawki będzie dobre pod warunkiem, że czujnik będzie miał początkową długość taką samą jak podczas procedury kompensowania termicznego, za pomocą doboru odpowiednich pojemności obwodu rezonansowego. W rzeczywistości podczas montowania czujnika na próbce należy przewidzieć odstępstwo od zakładanej początkowej długości czujnika. Niech np. podczas montażu rozciągnięto czujnik o 1,8 mm w stosunku do długości, przy której był skompensowany termicznie, więc jego indukcyjność spadła np. z 3  $\mu\text{H}$  do 2,9  $\mu\text{H}$  (linia przerywana na rys. 2). Spowodowało przesunięcie punktu kompensacji termicznej o  $4^\circ\text{C}$  w stronę niższych temperatur a nachylenie stycznej dla  $T = 25^\circ\text{C}$  wzrosło do  $1,94 \cdot 10^{-6}/^\circ\text{C}$ , więc, teoretyczna niepewność wyliczenia poprawki wzrośnie z  $\Delta l_T = 33\ \text{nm}$  do 65 nm przy niepewności pomiaru temperatury na poziomie  $1^\circ\text{C}$ . Wreszcie w trakcie pomiaru czujnik rozciągnął się razem z badanym materiałem o kolejne 2mm i jego indukcyjność spadła o dalsze 0,1  $\mu\text{H}$  do 2,8  $\mu\text{H}$  a punkt kompensacji znalazł się w temperaturze mniejszej o  $8^\circ\text{C}$ . W tej sytuacji niepewność wyznaczenia poprawki będzie 100 nm/ $^\circ\text{C}$ , poprawka dla  $\Delta T = +4^\circ\text{C}$  będzie  $\Delta l_T = +0,45\ \mu\text{m}$ , a dla  $\Delta T = -4$  będzie  $\Delta l_T = 30\ \mu\text{m}$ . Przedstawiona sytuacja wyznacza błąd maksymalny, gdyż błąd związany z odmienną od zakładanej temperatury początkowej pomiaru sumuje się z błędem długości początkowej czujnika. W rzeczywistości przesunięcie punktu kompensacji jednym czynnikiem może być zmniejszone innym czynnikiem.

Przesunięcie pionowe parabol widoczne na rys. 2 nie ma żadnego znaczenia praktycznego, gdyż przy wyliczaniu odkształcenia za częstotliwość początkową przyjmuje się tę w chwili startu pomiaru, co daje początkowe względne zmiany częstotliwości = 0.

Wzór (9), ogólnie słuszny, nie uwzględnia jednak zależności nachylenia charakterystyki od długości czujnika, więc i jego indukcyjności zmieniającej się podczas pomiaru. Stąd jego zastosowanie ogranicza się do szacowania błędu przy pomiarze małych odkształceń.

#### 4. Zależność nachylenia charakterystyki termicznej od długości (indukcyjności) czujnika

Analizując rysunek 2, można zauważyć przemieszczanie punktu termicznej kompensacji czujnika w trakcie zmiany długości czujnika, a zatem jego indukcyjności. Również w danej temperaturze, w której pracuje czujnik, nachylenie charakterystyki (czyli wartość pochodnej w tej temperaturze) zależy od długości czujnika.

Taką zależność można wykazać analitycznie różniczkując wyrażenie (6) względem indukcyjności czujnika otrzymując formułę:

$$\frac{d}{dL_s} \left( \frac{df_T^*}{dT} \right) \approx -2 \frac{\alpha_R R_s^2 C_\Sigma}{L_s^2} \left( 1 + 2\alpha_R T + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right), \quad [(\text{H} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}] \quad (10)$$

(równanie to jest myląco podobne do równania (8), natomiast w (10) wykładnik temperatury jest o stopień mniejszy).

Bardziej przydatna będzie formuła uzależniająca nachylenie charakterystyki od długości czujnika. Indukcyjność bezrdzeniowej cewki jednowarstwowej, czyli czujnika, jest odwrotnie proporcjonalna do jej długości, więc różniczkując wyrażenie (6a) względem długości czujnika można otrzymać, że:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dl_s} \left( \frac{df_T^*}{dT} \right) &= k_l \approx \frac{8\alpha_R R_s^2 C_\Sigma}{\mu_0 \pi z^2 D^2} \left( 1 + 2\alpha_R T + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right), \quad [1/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}] \\ &\approx \frac{2\alpha_R R_s^2 C_\Sigma}{l_s L_s} \left( 1 + 2\alpha_R T + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

Wyrażenie to jest zależne od temperatury czujnika pomnożonej przez termiczny współczynnik zmian rezystancji (dla miedzi  $\alpha_R = 4 \cdot 10^{-3}$ ), więc można przyjąć, że  $1 \gg 2\alpha_R T$  nawet dla temperatur różniących się od temperatury kompensacji o kilkadziesiąt stopni, a wtedy wyrażenie to uprości się do postaci:

$$\frac{d}{dl_s} \left( \frac{df_T^*}{dT} \right) = k_l \approx \frac{8\alpha_R R_s^2 C_\Sigma}{\mu_0 \pi z^2 D^2} \left( 1 + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right), \quad [1/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}] \quad (11a)$$

Ponieważ rezystancje czujnika można wyliczyć na podstawie znajomości rezystywności materiału, z którego jest wykonany i jego geometrii:

$$R = \frac{4\rho Dz}{d_s^2} \quad (B)$$

gdzie:

- $\rho$  – rezystywność czujnika,
- $D$  – średnica drutu czujnika,

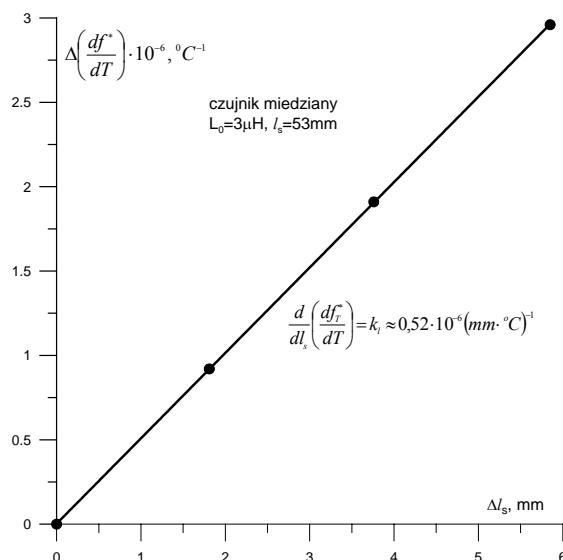
więc wzór (11a) będzie miał postać:

$$\frac{d}{dl_s} \left( \frac{df_T^*}{dT} \right) = k_l \approx \frac{128\alpha_R \rho_s^2 C_\Sigma}{\mu_0 \pi d_s^4} \left( 1 + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right), \quad [1/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}] \quad (12)$$

Podstawiając wartość przenikalności magnetycznej próżni  $\mu = \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} [\text{T} \cdot \text{m}/\text{A}]$ , otrzymamy:

$$\frac{d}{dl_s} \left( \frac{df_T^*}{dT} \right) = k_l \approx \frac{32 \cdot 10^6 \alpha_R \rho_s^2 C_\Sigma}{d_s^4} \left( 1 + \frac{R_w + R_K}{R_s} \right), \quad [1/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}] \quad (12b)$$

Rysunek 3 przedstawia zależność przyrostów nachylenia charakterystyki w temperaturze  $5^\circ\text{C}$  od zmian długości czujnika miedzianego, wyznaczonych według uprzednio przedstawionej symulacji, dla temperatury  $T = 5^\circ\text{C}$ . Parametry czujnika użyte w symulacji były identyczne jak czujnika w badaniach eksperymental-



Rys. 3. Zmiany nachylenia charakterystyki vs zmiany długości czujnika w temperaturze 5°C, aproksymacja liniowa

nych:  $R_s = 0,4 \Omega$ ,  $l_s = 53 \text{ mm}$ ,  $D_s = 4,5 \text{ mm}$ ,  $z = 80$ ,  $L_s = 3 \mu\text{H}$ , a pojemności obwodu rezonansowego były:  $C_L = 24 \text{ nF}$ ,  $C_{1,2} = 18 \text{ nF}$ .

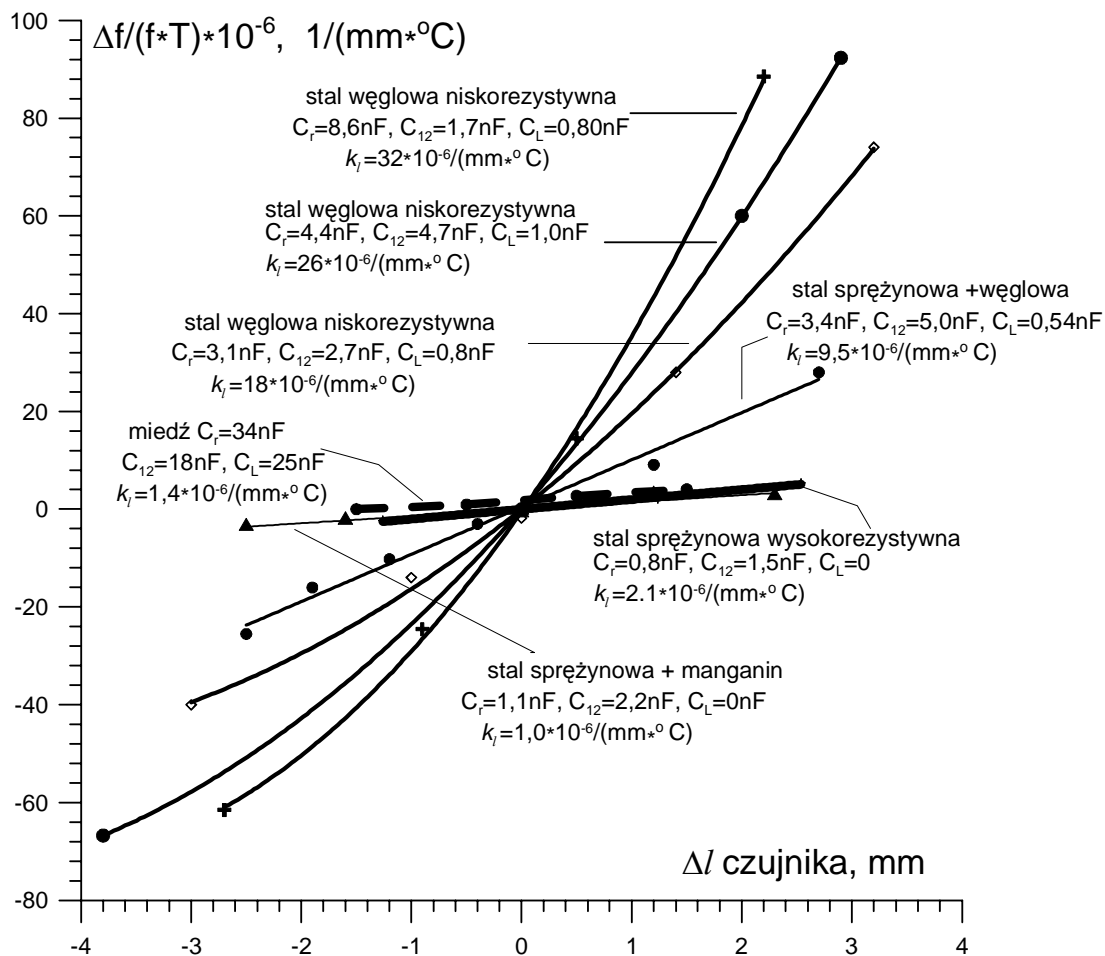
Wartość współczynnika  $k_l$  wyliczona według (10a) dla powyższych parametrów jest równa  $0,60 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$ .

Analizując powyższe równanie łatwo zauważyć, że dla zmniejszenia wpływu długości czujnika na charakterystyką termiczną należy wykonać czujnik o małej rezystancji, a obwód rezonansowy o małej pojemności. Małą rezystancję czujnika przy odpowiednio dużej jego indukcyjności można osiągnąć stosując drut o małej rezystywności  $\rho$  (miedź), natomiast obniżenie pojemności obwodu rezonansowego będzie mało negatywne skutki w postaci zwiększenia wpływu niestabilnych pojemności połączeń czujnika z generatorem. Inną możliwą realizacją czujnika jest użycie stopu metali o małym współczynniku termicznych zmian rezystancji  $\alpha_R$ , np. stali sprężynowej.

Potwierdzają to pomiary eksperymentalne z udziałem czujników wykonanych z różnych materiałów. Rysunek 4 przedstawia ich wyniki:

1. Czujnik miedziany (o małej rezystywności  $\rho$ ) ma mały współczynnik  $k_l = 1,4 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$ , a obwód rezonansowy dużą pojemność  $34 \text{ nF}$ .
2. Czujnik ze stali sprężynowej (o małej zależności rezystancji od temperatury  $\alpha_R$ ) ma nieco większą wartość współczynnika  $k_l = 2,1 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$ , a obwód rezonansowy kilkadziesiąt razy mniejszą pojemność  $C_r = 0,8 \text{ nF}$  (duże  $\rho$ ) w stosunku do miedzianego.
3. Czujnik kombinowany wykonany z dwóch identycznych co do geometrii cewek: ze stali sprężynowej i manganinu ma, korzystnie, najmniejszy współczynnik  $k_l = 1,0 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$  i nieco większą pojemności obwodu rezonansowego  $C_r = 1,1 \text{ nF}$ . Jest to spowodowane praktycznie brakiem wpływu temperatury na rezystancję manganinu oraz jego mniejszą rezystywnością  $\rho$  w porównaniu do stali sprężynowej.
4. Czujnik ze stali węglowej ma kilkadziesiąt razy większą wartość współczynnika  $k_l$  w stosunku do poprzednich, co spowodowane jest zarówno dużym  $\alpha_R$  jak i  $\rho$ , przy czym im większa wartość pojemności obwodu rezonansowego tym wartość współczynnika jest większa od  $k_l = 32 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$  dla  $C_r = 8,6 \text{ nF}$  do  $k_l = 18 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$  dla  $C_r = 3,1 \text{ nF}$ .
5. Czujnik kombinowany stal węglowa-stal sprężynowa ma pośrednie właściwości:  $k_l = 9,5 \cdot 10^{-6} / (\text{mm } ^\circ\text{C})$  przy  $C_r = 3,4 \text{ nF}$ .

Porównując wartości współczynnika  $k_l$  uzyskane drogą eksperymentalną z obliczeniami wg podanych wzorów należy stwierdzić, że wyniki obliczeń dla czujnika miedzianego i stalowego niskorezystywnego są 3-krotnie zaniżone. Przyczyna tych rozbieżności nie jest na razie znana. Z kolei dla czujnika wysokorezystywnego ze stali sprężynowej wartości obliczone są 3-krotnie zawyżone w stosunku do rzeczywistych, co można tłumaczyć dużą rozbieżnością charakterystyk termicznych uzyskanych teoretycznie i realnie.



Rys. 4. Wpływ zmian długości czujnika na nachylenie charakterystyki termicznej dla czujników wykonanych z różnych materiałów wyznaczony eksperymentalnie

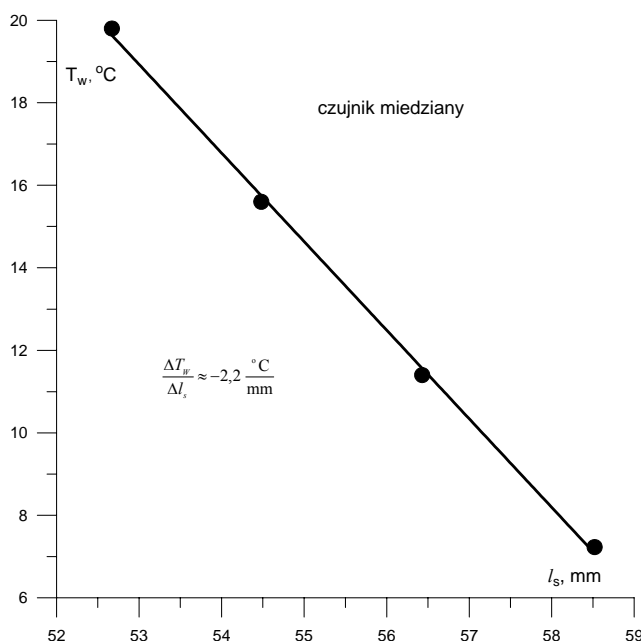
## 5. Zależność temperatury kompensacji od długości (indukcyjności) czujnika

Z zamieszczonej rodziny charakterystyk termicznych czujnika miedzianego (rys. 2) wynika również, że istnieje praktycznie liniowa zależność przemieszczania się temperatury kompensacji od zmian długości czujnika. Rysunek 5 przedstawia tę zależność dla symulowanej zmian długości czujnika o 10%. Rozciąganie czujnika powoduje przesuwanie się temperatury kompensacji w stronę niższych temperatur z szybkością około  $k_T = -2,2^\circ\text{C}/\text{mm}$ .

Wychodząc z równania określającego zależność względnych zmian częstotliwości od temperatury (4) można wyliczyć zależność temperatury kompensacji od indukcyjności czujnika. Wartość tej temperatury określi położenie wierzchołka paraboli, jego współrzędną temperaturową  $T_W$  można wyliczyć z warunku zerowania się pochodnej zależności względnych zmian częstotliwości od temperatury (4):

$$T_W = \frac{l_w \alpha_{\Sigma l}}{4 \alpha_R^2 R_s^2} \cdot \frac{1}{C_\Sigma} L_s - \frac{1 + \frac{R_K + R_W}{R_s}}{2 \alpha_R} \quad (13)$$

Powyższa zależność temperatury kompensacji czujnika od jego indukcyjności  $L_s$  jest dokładnie liniowa. Ponieważ czujnik wzorcuje się ze względu na zmiany jego długości, bardziej praktyczne będzie wyznaczenie zależności temperatury kompensacji od długości czujnika (posiłkując się pomocniczym wzorem (A)):



Rys. 5. Temperatura kompensacji czujnika miedzianego w funkcji zmian jego długości

$$T_w = \frac{l_w \alpha_{\Sigma l}}{4 \alpha_R^2 R_s^2 C_{\Sigma}} \cdot \frac{\mu \pi z^2 D^2}{4} \cdot \frac{1}{l_s} \cdot \frac{1 + \frac{R_K + R_W}{R_s}}{2 \alpha_R} = \frac{l_w \alpha_{\Sigma l}}{4 \alpha_R^2 R_s^2 C_{\Sigma}} \cdot \frac{m}{l_s} \cdot \frac{1 + \frac{R_K + R_W}{R_s}}{2 \alpha_R} \quad (14)$$

$$\text{dla: } m = L_s \cdot l_s = \frac{\mu \pi z^2 D^2}{4} = \left( \frac{1}{4 \pi^2 f^2 (C_R + C_p)} - L_p \right) \cdot l_s \approx \frac{l_s}{4 \pi^2 f^2 C_R}$$

gdzie:

- $L_s, L_p$  – indukcyjność czujnika i pasożytnicza połączeń,
- $C_R$  – składowa pojemność obwodu rezonansowego kondensatorów skupionych,
- $C_p$  – składowa pasożytnicza pojemność połączeń obwodu rezonansowego.

Współczynnik  $m$  określający zależność między indukcyjnością a długością cewki można wprowadzić wyliczyć znając ilość zwojów  $z$  i średnicę cewki  $D$ , ale najłatwiej i najdokładniej wyliczyć go z danych uzyskanych podczas wzorcowania oraz wartości pojemności obwodu rezonansowego.

Pochodna z funkcji  $T_w(l_s)$  względem długości czujnika określi nachylenie tej charakterystyki:

$$\frac{dT_w}{dl_s} = - \frac{l_w \alpha_{\Sigma l}}{4 \alpha_R^2 R_s^2 C_{\Sigma}} \cdot \frac{m}{l_s^2} \quad (15)$$

Pomimo, że równanie to jest hiperbolą, dla niewielkich (kilkunastoprocentowych) zmian długości czujnika zmiany temperatury kompensacji można aproksymować prostą, z błędem równym względnej zmianie długości czujnika:

$$\frac{\frac{dT_w}{dl_s}(l_s)}{\frac{dT_w}{dl_s}(l_s + \Delta l_s)} = 1 + \frac{\Delta l_s}{l_s} \quad (16)$$

Dla 10% zmian długości czujnika przedstawionych na rys. 5 nieliniowość funkcji  $T_w(l_s)$  jest prawie niezauważalna.

Zależność temperatury kompensacji od długości czujnika powoduje wyjście czujnika z obszaru termicznej kompensacji, jeśli zmieni on swoją długość bądź na skutek innej długości początkowej po za-

montowaniu niż przewidywana, bądź na skutek odkształcania podczas pomiaru. Jednak znajomość funkcji określającej tę zależność umożliwi wprowadzanie poprawek do pomiaru odkształcenia, bowiem informacja o aktualnej długości czujnika jest znana z bieżącego pomiaru częstotliwości drgań przetwornika i jego czułości określonej w podczas wzorcowania.

Długość czujnika  $l_s$  można wyliczyć z formuły (1) uzupełnionej o istnienie pasozytniczych pojemności i indukcyjności połączeń:

$$f = \left(2\pi\sqrt{(L_S + L_p)(C_R + C_p)}\right)^{-1} \rightarrow f = \left(2\pi\sqrt{\left(\frac{\pi\mu z^2 D^2}{4l_s} + L_p\right)(C_R + C_p)}\right)^{-1} \quad (17)$$

Jednak ze względu na istnienie indukcyjności i pojemności połączeń, których dokładna wartość jest trudna do wyznaczenia, najlepiej zależność częstotliwości od długości czujnika wyznaczyć eksperymentalnie drogą wzorcowania, posługując się np. śrubą mikrometryczną. Odwzorowanie to będzie słuszne w trakcie pomiaru z dokładnością do uzyskania identycznej wartości  $L_p$  i  $C_p$  podczas wzorcowania i pomiaru.

Rezultatem wzorcowania będzie funkcja określająca zależność długości czujnika od częstotliwości drgań generatora  $l_s(f)$ .

Niepewność pomiaru częstotliwości jest wynikiem głównie niestabilności indukcyjności i pojemności połączeń, gdyż w metodzie różnicowej niestabilność generatora i częstotliciemierza jest nieistotna. Stosując metodę różniczki zupełnej otrzymamy:

$$\Delta f = \left|\frac{\delta f}{\delta L}\Delta L\right| + \left|\frac{\delta f}{\delta C}\Delta C\right| = (2\pi^{-1})\left(C^{-\frac{1}{2}}L^{-\frac{3}{2}}\Delta L + L^{-\frac{1}{2}}C^{-\frac{3}{2}}\Delta C\right) \rightarrow \quad (18)$$

$$\frac{\Delta f}{f} = \frac{(2\pi^{-1})\left(C^{-\frac{1}{2}}L^{-\frac{3}{2}}\Delta L + L^{-\frac{1}{2}}C^{-\frac{3}{2}}\Delta C\right)}{(2\pi^{-1})(LC)^{-\frac{1}{2}}} = \frac{\Delta L}{L} + \frac{\Delta C}{C}$$

Indukcyjność czujnika jest ograniczona jego wielkością. Pojemność obwodu rezonansowego ogranicza warunek kompensacji termicznej czujnika i jest ona największa dla czujnika miedzianego (kilkanaście do kilkadziesiąt nF) a najmniejsza dla czujnika z wysokorezystywnej stali sprężynowej (około 1 nF). Z tego wynika atrakcyjność czujnika miedzianego. Pojemność połączeń czujnika z generatorem jest na poziomie 100 pF, a ich niestabilność szacowana (z zapasem) na 1/10 ich wartości czyli 10 pF, względna niestabilność drgań tym spowodowana dla pojemności całkowitej obwodu 10 nF wynosi:  $(\Delta f_{pC}/f) = 10^{-3}$ , co przy czułości  $30 \cdot 10^{-6}/\mu\text{m}$  da niepewność pomiaru 33  $\mu\text{m}$ . Indukcyjność czujnika jest na poziomie 3  $\mu\text{H}$ , szacowana indukcyjność połączeń jest około 0,3  $\mu\text{H}$ , przyjmując ich niestabilność również jako 1/10, czyli 0,033  $\mu\text{H}$ , co da dominującą niepewność wyznaczenia długości czujnika 370  $\mu\text{m}$ . Dla czujnika z wysokorezystywnej stali sprężynowej niepewność ta będzie dwukrotnie większa czyli 660  $\mu\text{m}$  za względu na podobną zależność poszczególnych pojemności jak indukcyjności. Tak wyznaczonej niepewności określenia długości czujnika nie należy odnosić do niepewności samego pomiaru, gdyż określa się w nim zmianę długości czujnika. Niepewność związana z pomiarem odnosi się do niestałości indukcyjności i pojemności połączeń czujnika z generatorem aktualnie istniejących a nie w odniesieniu do parametrów połączeń podczas wzorcowania czujnika.

Tak więc dla czujnika miedzianego istnieje możliwość dość precyzyjnego określenia przesuwania się temperatury kompensacji termicznej czujnika w zależności od jego odkształcania.

Zgodnie z powyższym poprawka termiczna do pomiaru zmiany długości próbki będzie:

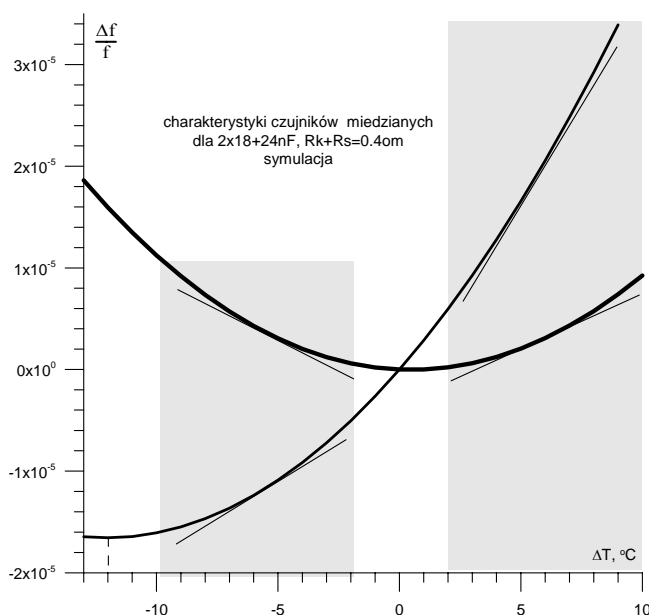
$$\Delta l_T = \frac{\Delta f_T^*}{s} = \frac{1}{s} \left[ a(T + k_T \Delta l_o)^2 + b(T + k_T \Delta l_o) \right] \quad (19)$$

gdzie:

- $\Delta f_T^*$  – względna zmiana częstotliwości spowodowana oddziaływaniem temperatury na czujnik,
- $a, b$  – współczynniki parabolicznej charakterystyki termicznej czujnika,
- $T$ , – bieżąca temperatura w trakcie pomiaru
- $k_T$  – współczynnik przemieszczania temperatury kompensacji przy zmianach długości czujnika,

$\Delta l_0$  – różnica między aktualną długością czujnika a długością odpowiadającą kompensacji termicznej, wyznaczona na podstawie wzorcowania czujnika ( $l_s(f)$ ).

Stosowanie czujnika odniesienia (kompensacyjnego) umożliwia na ogół redukcję błędów pomiarowych wynikłych ze zmiennej temperatury czujnika pomiarowego, jednak w szczególnym przypadku, gdy temperatura pracy obu czujników znajduje się pomiędzy temperaturą kompensacji każdego z nich czujnik kompensacyjny nie tylko nie zmniejsza wpływu temperatury na pomiar odkształcenia a nawet zwiększy ten wpływ, co spowoduje wzrost wartości wprowadzanych poprawek oraz ich niepewność. Sytuację taką przedstawia rys. 6, który pokazuje charakterystyki termiczne dwóch czujników, z których jeden ma przesuniętą temperaturę kompensacji termicznej o  $-12^\circ\text{C}$  w stosunku do drugiego. Jeśli pomiar odbywać się będzie w temperaturze o zmienności  $\pm 4^\circ\text{C}$  pomiędzy punktami kompensacji obu czujników (na rys. 6 szare pole z lewej strony), to nachylenie jednej charakterystyki będzie przeciwne do drugiej, czyli takie same zmiany temperatury jednego z czujników będą powodować wzrost częstotliwości drgań to u drugiego spowodują spadek częstotliwości. Skutkiem tego czujnik odniesienia nie tylko nie zmniejszy błęd pomiaru, ale nawet zwiększy go, przy braku odpowiednich korekt (poprawki)! Oczywiście jeśli temperatura pracy czujników przesunie się w stronę większych lub mniejszych temperatur, (np. szare pole z prawej strony na rys. 6), czujnik odniesienia odzyska możliwość redukcji błędu termicznego, gdyż nachylenie oby charakterystyk będzie miało taki sam znak, chociaż nieco różną wartość.



Rys. 6. Zmniejszenie lub zwiększenie termicznego błędu pomiaru przy stosowaniu czujnika odniesienia, w zależności od temperatury czujników i różnicy ich charakterystyk termicznych

Pozytywne znaczenie czujnika odniesienia w eliminowaniu niestabilności drgań oscylatora oraz redukcję błędów oddziaływania ciśnienia na czujnik pomiarowy podczas pracy w komorze ciśnieniowej jest bezsporne i jego stosowanie wydaje się koniecznością.

## 6. Bezwzględny termiczny błąd pomiaru zmian długości w porównawczej metodzie pomiaru odkształcenia, w przypadku zaniechania wprowadzania poprawek

Termiczny błąd pomiaru odkształcenia pojawia się, gdy czujniki pomiarowy i odniesienia mają różne charakterystyki termiczne. Różnice tych charakterystyk spowodowane są głównie przez inną długość czujnika pomiarowego aktualnie zamontowanego na badanym obiekcie niż ta, przy której był pierwotnie kompensowany termicznie poprzez dobór pojemności obwodu rezonansowego. Następnie podczas pomiaru

jego długość może się zmieniać wraz z deformacją badanego obiektu tak, że różnice obu charakterystyk mogą się zmniejszać lub zwiększać w zależności czy czujnik pomiarowy będzie się skracał lub wydłużał. Narastające różnice spowodowane zmianą długości czujnika  $\Delta l_s$  a zatem jego indukcyjności  $\Delta L_s$  skutkują zwiększeniem błędu pomiaru  $\Delta l_T$  wg (7) wyrażonego w jednostkach długości.

W poprzednich rozdziałach podano sposób wyliczenia poprawek do pomiaru zmian długości w zmiennej temperaturze, ze względu na paraboliczny kształt charakterystyki termicznej czujnika oraz jej zależność od długości czujnika. Pożądanym jest jednak możliwość obliczenia przybliżonej niepewności pomiaru wobec braku tych poprawek.

Bezwzględny termiczny błąd w porównawczej metodzie pomiaru odkształcenia można wyliczyć z formuły zawierającej nachylenie charakterystyki termicznej obu czujników (pochodna w określonej temperaturze  $T$ ) ich czułości oraz współczynnika proporcjonalności  $k_l$  określający zmianę wartości pochodnej w miarę odkształcania czujników.

$$\Delta l_T = \left( \frac{\Delta T_m}{s_m} \frac{df_{Tm}^*}{dT} + \Delta l_{sm} k_{lm} \right) - \left( \frac{\Delta T_k}{s_k} \frac{df_{Tk}^*}{dT} + \Delta l_{sk} k_{lk} \right) \quad (20)$$

gdzie:

- $T_m, T_k, s_m, s_k$  – temperatura oraz czułość czujnika pomiarowego i kompensacyjnego,
- $\Delta l_{sm}, \Delta l_{sk}$  – zmiana długości czujnika pomiarowego i kompensacyjnego,
- $k_{lm}, k_{lk}$  – współczynniki zmian nachylenia charakterystyki termicznej do zmian długości czujnika pomiarowego i kompensacyjnego.

Ponieważ w metodzie porównawczej dąży się do maksymalnego podobieństwa toru pomiarowego i odniesienia, więc na ogół spełniony jest warunek podobnej temperatury i czułości obu czujników, a wtedy powyższy wzór można uprościć do postaci:

$$\Delta l_T = \frac{\Delta T}{s} \left[ \frac{df_{Tm}^*}{dT} + \Delta l_{sm} k_{lm} - \frac{df_{Tk}^*}{dT} - \Delta l_{sk} k_{lk} \right] \quad (21)$$

## 7. Względny termiczny błąd pomiaru

Zwiększeniu błędu bezwzględnego towarzyszy wzrost odkształcenia obiektu badanego, co sugeruje, że błąd względny pomiaru pozostanie w przybliżeniu na stałym poziomie. Zmiany długości czujnika  $\Delta l_s$  są równe zmianom długości badanego materiału  $\Delta l_m$ , zatem można zdefiniować względny termiczny błąd pomiaru jako:

$$\delta l_T = \frac{\Delta l_T}{\Delta l_m} = \frac{\Delta l_T}{\Delta l_{sm}} \quad (22)$$

i w ogólnej postaci zapisać:

$$\begin{aligned} \delta l_T &= \frac{\Delta l_T}{\Delta l_m} = \frac{\Delta l_T}{\Delta l_{sm}} = \left( \frac{\Delta T_m}{\Delta l_{sm} s_m} \frac{df_{Tm}^* (\Delta l_{0m}, \Delta T_{0m})}{dT} + \Delta l_{sm} k_{lm} \right) - \left( \frac{\Delta T_k}{\Delta l_{sm} s_k} \frac{df_{Tk}^* (\Delta l_{0k}, \Delta T_{0k})}{dT} + \Delta l_{sk} k_{lk} \right) = \\ &= \frac{\Delta T_m}{\Delta l_{sm}} \left( \frac{df_{Tm}^* (\Delta l_{0m}, \Delta T_{0m})}{dT} \frac{1}{s_m} + \Delta l_{sm} k_{lm} \right) - \frac{\Delta T_k}{\Delta l_{sm}} \left( \frac{df_{Tk}^* (\Delta l_{0k}, \Delta T_{0k})}{dT} \frac{1}{s_k} + \Delta l_{sk} k_{lk} \right) \end{aligned} \quad (22a)$$

gdzie:

- $\Delta l_o$  – różnica między długością i temperaturą kompensacji a ich rzeczywistymi wartościami.

Idea porównawczej metody pomiaru zakłada jak największe podobieństwo właściwości obu czujników, między innymi co do czułości i współczynnika  $k_l$ , ponadto można założyć, że chwilowe temperatury obu czujników są niemal identyczne, więc równanie będzie miało postać:

$$\delta l_T = \frac{\Delta T}{s \Delta l_{sm}} \left[ \frac{df_{Tm}^*(\Delta l_0, \Delta T_0)}{dT} + \Delta l_{sm} k_l - \left( \frac{df_{Tk}^*(\Delta l_0, \Delta T_0)}{dT} + \Delta l_{sk} k_l \right) \right] \quad (22b)$$

$$\text{dla } \Delta T_m = \Delta T_k ; k_{lm} = k_{lk} ; s_m = s_k$$

Zatem dla pełnej kompensacji termicznej w porównawczej metodzie pomiaru konieczna jest równość odkształceń i charakterystyk termicznych obu czujników. Można to zrealizować np. w pomiarze ściślności, jeśli oba czujniki miały by taką samą długość początkową a materiał, na którym zamocowano czujnik odniesienia miał by podobną ściślność jak materiał badany.

Praktyka pokazuje, że łatwo uzyskać dokładność mocowania czujnika około 0,5 mm. (Czujnik odniesienia jest na ogół zamocowany jednorazowo na wsporniku, dla serii pomiarów, więc można go skompensować z większą starannością niż czujnik pomiarowy montowany) doraźnie

## 8. Pomiar charakterystyk termicznych czujników wykonanych z różnych materiałów

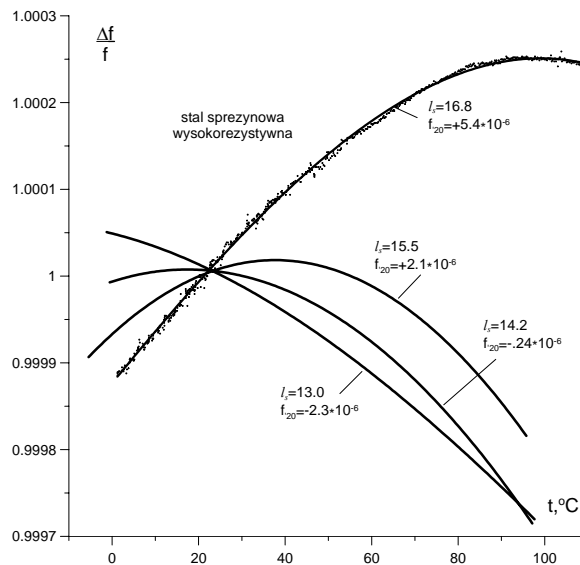
Eksperymenty polegały na pomiarze zmian częstotliwości oscylacji generatora Colpitts'a (z dzieloną pojemnością), z którym współpracował badany czujnik, pod wpływem zmian temperatury cieczy dielektrycznej w której zanurzony był czujnik. Zależność tę wyznaczano dla różnej długości czujnika, który był zamocowany przez przylutowanie do stalowego jarzma poprzez izolator i łącznik (rys. 1). Długość czujnika zmieniano skokowo przez skracanie lub wydłużanie łącznika (*connecting bar*). Cieczą roboczą była nafta, którą podgrzewano grzałką elektryczną w naczyniu szklanym o objętości 0.4 litra od temperatury około  $-10^\circ\text{C}$  do około  $+100^\circ\text{C}$ . Połączenie czujnika umieszczonego w nafcie z generatorem musiało być krótkie, kilkanaście centymetrów, aby pasożytnicze indukcyjności tych połączeń były jak najmniejsze, zbliżone do faktycznie występujących podczas pomiaru odkształceń w komorze ciśnieniowej. Osłony termiczne naczynia z naftą i generatora zapewniły stałość temperatury generatora  $0.3^\circ\text{C}$ , podczas eksperymentu trwającego około 30 minut. Sam generator skompensowano termicznie za pomocą odpowiednich kondensatorów trzymających do wartości około  $10^{-5}/^\circ\text{C}$ . Biorąc po uwagę, że czułość czujnika określoną jako względną zmianę częstotliwości pod wpływem jego odkształcenia, wynosi w przybliżeniu  $3 \cdot 10^{-5}/\mu\text{m}$ , niestabilność termiczna generatora dawała maksymalną równoważną niepewność pomiaru odkształcenia poniżej  $1\mu\text{m}$ , więc wartość zbliżoną do dokładności prezentowanej metody pomiarowej. W najbardziej interesującym zakresie, czyli otoczeniu temperatury pokojowej można przyjąć brak wpływu temperatury na generator. Osiąganie temperatury  $100^\circ\text{C}$  pozwalało zaobserwować przesuwanie się punktu stabilizacji termicznej czujnika w funkcji zmian parametrów obwodu rezonansowego, szczególnie dla czujnika miedzianego. W praktyce tak wysokie temperatury nie występują podczas pomiarów w komorze ciśnieniowej GTA-10.

### Czujnik ze stali wysokorezystywnej

Czujnik wykonany ze stali sprężynowej, wysokorezystywnej jest aktualnie używany do pomiaru odkształceń w komorze ciśnieniowej. Przy jego rezystancji około  $30\ \Omega$ , indukcyjności  $3\ \mu\text{H}$  i 80 zwojach drutu o średnicy 0.2 mm kompensacja termiczna występuje dla pojemności obwodu rezonansowego w przybliżeniu równą  $0.8\ \text{nF}$ , ( $C_1 = C_2 \approx 1,5\ \text{nF}$ ) i pojemności pasożytniczej połączeń  $C_p \approx 70\ \text{pF}$  (pojemność przepustów ciśnieniowych). Czujnik wykonano w układzie podwójno-równoległym, to znaczy składał się z dwóch cewek połączonych elektrycznie szeregowo a pod względem mechanicznym szeregowo [6]. Rysunek 7 przedstawia uzyskane charakterystyki względnej zmiany częstotliwości przy zmianach temperatury dla długości czujnika  $l_c = 13,0; 14,2; 15,5$  i  $16,8\ \text{mm}$ . Zostały one unormowane dla temperatury  $20^\circ\text{C}$ . W ostatnim przypadku ( $l_s = 16,8\ \text{mm}$ ) pokazano punkty pomiarowe, a w pozostałych (dla przejrzystości rysunku) tylko aproksymacje krzywą drugiego stopnia. Fluktuacje punktów pomiarowych mają maksymalną wartość około 30 Hz, są one spowodowane turbulencją cieczy podczas podgrzewania. Gdy temperatura cieczy, a zatem czujnika, nie zmieniała się, fluktuacje zanikały do poziomu rozdzielczości pomiaru częstotliwości, czyli 4 Hz, przy częstotliwości oscylacji 3 MHz.

### Czujnik kombinowany manganin – wysokorezystywna stal sprężynowa

W 2007 roku opisano zmodyfikowany dwu cewkowy czujnik. Modyfikacja ta polegała na podzieleniu cewki na dwie równe części i połączeniu ich pod względem elektrycznym szeregowo a mechanicznym równolegle. W ten sposób zwiększono czułość czujnika dwukrotnie przy niezmnieszonej jego indukcyjności. Taką



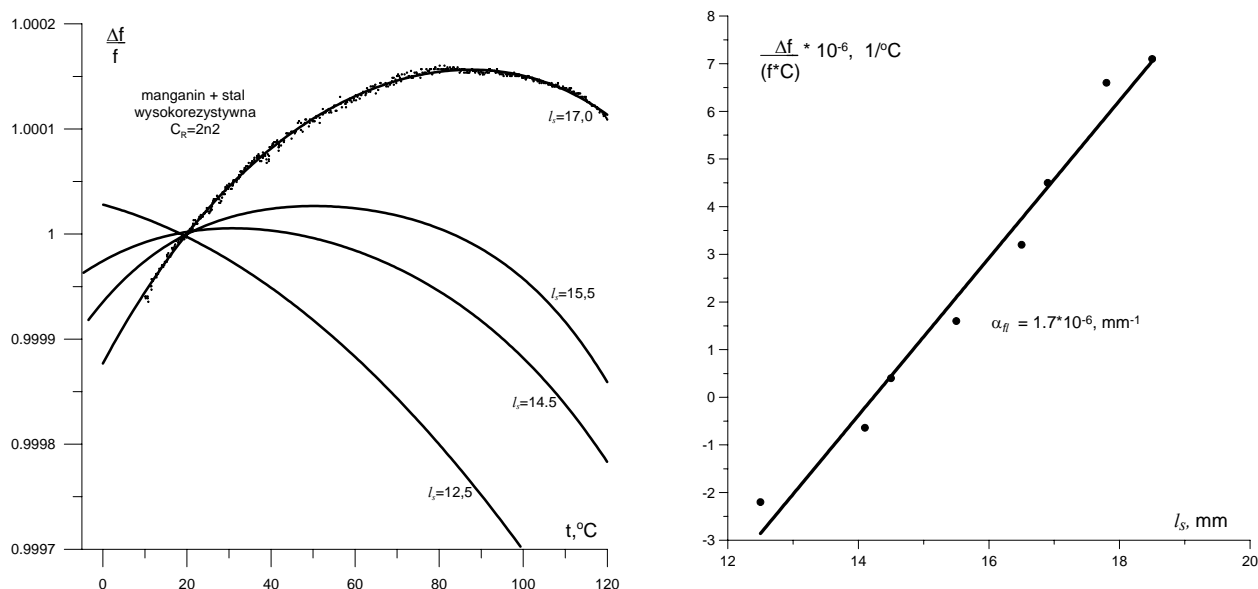
Rys. 7. Eksperymentalnie wyznaczona rodzina charakterystyk dla różnej długości czujnika z wysokorezystywnej stali sprężynowej

postać czujnika umożliwiła wykonanie par cewek z różnych przewodników, np. ze stali wysokorezystywnej i manganinu. Ponieważ rezystancja manganinu praktycznie nie zależy od temperatury, to względne zmiany rezystancji zespołu cewek: manganinowej i stalowej byłyby mniejsze niż w wypadku cewki tylko stalowej o tej samej indukcyjności. W konsekwencji krzywa zależności częstotliwość-temperatura cewki była by bardziej płaska, co dało by większy zakres stabilizacji termicznej, gdyby udało się taką stabilizację osiągnąć. Faktycznie, stabilizacja termiczna jest możliwa na przykład dla zespołu cewek: stalowej o rezystancji  $10 \Omega$  i manganinowej  $6 \Omega$  połączonych szeregowo. Cewki te miały takie same parametry mechaniczne tzn.: po 40 zwojów o średnicy 3 mm z drutu o średnicy 0.2 mm i indukcyjności każda około  $1.4 \mu\text{H}$ . Po połączeniu w szereg obu cewek otrzymano czujnik, który miał rezystancję  $16 \Omega$  i indukcyjność  $2.8 \mu\text{H}$  oraz termiczny współczynnik zmian rezystancji  $a_{rt} = 0,56 \cdot 10^{-3}/\text{K}$ . Czujnik wykonany tylko ze stali wysokorezystywnej miał rezystancję  $20 \Omega$  i termiczny współczynnik jej zmian  $a_{rt} = 0.90 \cdot 10^{-3}/\text{K}$ , więc prawie dwukrotnie większy. Ze względu na mniejszą rezystancję takiego stalowo-manganinowego czujnika stabilizację termiczną osiągnięta dla większej wartości pojemności kondensatorów  $C_1$   $C_2$  czyli po  $4,3 \text{ nF}$  (w przypadku czujnika stalowego  $2 \times 1,7 \text{ nF}$ ). Ponad dwukrotnie większa wartość pojemności obwodu rezonansowego jest bardzo korzystna, gdyż w takim samym stopniu maleje wpływ niestabilności pojemności pasożytniczych, głównie przepustów ciśnieniowych pod wpływem zmian ciśnienia.

Rysunek 8 przedstawia krzywe względnych zmian częstotliwości w funkcji temperatury, dla różnych długości czujnika stalowo-manganinowego. Krzywe te są aproksymacją punktów pomiarowych parabolami. Przeprowadzonych eksperymentów było więcej, ale dla przejrzystości na rysunku zilustrowano wyniki połowy z nich. Na tym samym rysunku po prawej pokazano wartości współczynników termicznych dla temperatury  $20^\circ\text{C}$  przy ośmiu różnych długościach czujników oraz ich aproksymacja liniowa określająca zmianę termicznego współczynnika częstotliwości czujnika przy zmianach jego długości, w otoczeniu punktu kompensacji termicznej.

Dopuszczalna różnica temperatur między czujnikiem skompensowanym i nieskompensowanym przy błędzie  $0,1 \mu\text{m}$  wynosi  $\pm 11^\circ\text{C}$  a dla  $1 \mu\text{m}$   $\pm 33^\circ\text{C}$  przy niezmienionej w stosunku do czujnika stalowego czułości  $s_R = 30 \cdot 10^{-6} \mu\text{m}^{-1}$ . Nachylenie prostej z rys. 8 wynosi  $1.7 \cdot 10^{-6}$ ,  $(\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$ , więc nieco mniej niż dla czujnika stalowego co pozwala na większą tolerancję przy mocowaniu czujnika.

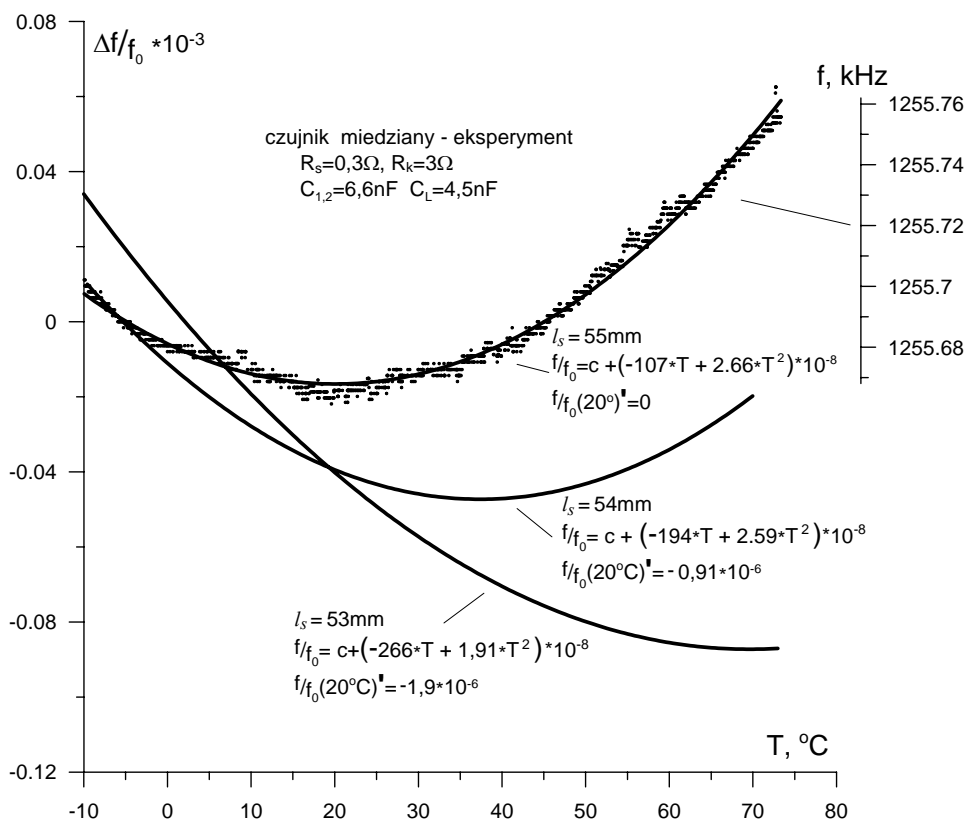
Prawdopodobnie można uzyskać bardziej płaską charakterystykę czujnika manganinowo-stalowego zwiększając ilość zwojów cewki manganinowej a zmniejszając liczbę zwojów cewki stalowej i mocując je za pomocą różnej długości łączników w zespół czujnika. Indukcyjność takiego czujnika pozostanie bez zmian a rezystancja zmniejszy się, gdyż rezystywność manganinu jest mniejsza od stali wysokorezystywnej co umożliwi (korzystne) zwiększyć pojemność obwodu rezonansowego. W takim układzie odkształcenia względne dłuższej cewki manganinowej będą mniejsze a krótszej stalowej większe, ze względu na znacznie lepsze własności sprężyste stali nie ograniczy to zakresu przenoszonych przez czujnik odkształceń.



Rys. 8. Eksperymentalnie wyznaczona rodzina charakterystyk dla różnej długości czujnika kombinowanego z dwóch cewek o takiej samej geometrii, jedna z wysokorezystywnej stali sprężynowej druga z manganinu

### Czujnik miedziany

Czujnik miedziany można skompensować tylko w zmodyfikowanym obwodzie rezonansowym. Główną zaletą takiego czujnika jest duża pojemność tego obwodu, z którym współpracuje, płaska charakterystyka termiczna i łatwość wykonania, a wadą duża podatność na trwałe odkształcenia (uszkodzenie). Rodzinę jego charakterystyk termicznych przedstawia rys. 9. Dla czujnika  $l_s = 55 \text{ mm}$  pokazano punkty



Rys. 9. Eksperymentalnie wyznaczone względne zmiany częstotliwości dla rozciąganego czujnika miedzianego o rezystancji połączeń  $R_k = 0,3 \Omega$

pomiarowe, a dla dwóch pozostałych pomiarów tylko końcową aproksymację parabolą. Widoczne punkty pomiarowe są położone nieco chaotycznie, a przyczyną tego są drobne fluktuacje temperatury podgrzewanej cieczy z prędkością około  $1^{\circ}\text{C}/\text{min.}$ , w której był zanurzony czujnik. Czujnik, w odróżnieniu do symulacji przedstawionej uprzednio na rys. 2 połączono z generatorem poprzez bezindukcyjną rezystancję  $3\ \Omega$ , symulującą rezystancję klucza tranzystorowego, podłączającego naprzemiennie czujnik pomiarowy i odniesienia do generatora. (Klucz o znikomym malej rezystancji można zrealizować na przełącznikach mechanicznych.) Istnienie tej rezystancji spowodowało obniżenie wartości pojemności obwodu rezonansowego, przy której zachodzi kompensacja termiczna czujnika, oraz korzystnie, spłaszczenie charakterystyki termicznej, co wykazano w [3]. Wpływ odkształcania czujnika na nachylenie charakterystyki (współczynnik  $k_T$ ) wynosi  $0,9/\text{mm}\cdot^{\circ}\text{C}$ .

## 9. Termiczny błąd/poprawka pomiaru ściśliwości w aparacie GTA-10

Analizując przedstawiony uprzednio wzór (17b) na termiczny względny błąd pomiaru odkształcenia bardzo trudno podać jego szacunkową wartość, która była by w miarę poprawna dla różnych warunków pomiarów. Podsumowując, można stwierdzić, że te warunki to:

- zakres zmienności temperatur podczas pomiaru, na które eksperymentator ma tylko częściowy wpływ,
- różnice charakterystyk termicznych między czujnikiem pomiarowym a odniesienia wynikające z ograniczonej precyzji ich wykonania i zamontowania na materiale,
- kształt charakterystyki termicznej czujników, zależny od rodzaju materiału, z jakiego są wykonane,
- bezwzględna wartość mierzonego odkształcenia.

W przypadku braku pomiaru temperatury, jej wpływ na pomiar odkształcenia czujnikiem przejawia się w postaci błędu. Jeśli informacja o zmianach temperatury obu czujników będzie dostępna, wyliczenia umożliwią wprowadzanie poprawek do pomiaru odkształcenia.

W realiach Pracowni Odkształceń Skał najbardziej niekorzystne warunki ze względu na błąd pomiaru odkształcenia występują podczas pomiaru ściśliwości skał mało ściśliwych, które dla maksymalnych ciśnień  $400\ \text{MPa}$ , w komorze aparatury GTA-10 podlegają odkształceniom rzędu  $10^{-3}$  (czyli 1 promil). Typowa próbka umieszczana w komorze ma długość  $44\ \text{mm}$ , co odpowiada zmianom długości rzędu  $0,04\ \text{mm}$ . W trakcie pomiaru pojawiają się różnice temperatur na skutek kompresji i dekompresji cieczy ciśnieniowej i nie można ich uniknąć.

Poniżej przedstawione będą szacunkowe wyliczenia względnego błędu w porównawczej metodzie pomiaru dla typowych warunków pomiaru ściśliwości:

- zakres zmian temperatury jest około  $10^{\circ}\text{C}$ ,
- różnice między założoną a rzeczywistą długością doboru długości początkowej czujników wynosi  $0,5\ \text{mm}$ , przy czym przyjęty będzie najbardziej niekorzystny przypadek, w którym jeden z czujników będzie krótszy a drugi dłuższy o  $0,5\ \text{mm}$  od przewidywanej długości, przy której występuje całkowita kompensacja termiczna,
- czujnik odniesienia nie będzie się odkształcał w ogóle. W tym sensie będzie to błąd maksymalny,
- temperatura początkowa będzie o  $4^{\circ}\text{C}$  wyższa od zakładanej temperatury kompensacji
- czułość czujnika będzie  $=30\cdot 10^{-6}/\mu\text{m}$ ,

Wyliczenie błędu pomiaru odkształcenia dla czujnika miedzianego wykonane będą na podstawie eksperymentalnie wyznaczonej rodziny charakterystyk termicznych czujnika o długości 53, 52 i 54 mm (rys. 9).

Ze względu na dość zawile indeksowanie wielkości występujących we wzorze (22b), pokazane będą kolejne etapy obliczenia błędu. Ułatwi to identyfikację poszczególnych zmiennych i analizę wpływu poszczególnych czynników na wartość błędu:

$$\delta l_T = \frac{10^\circ\text{C}}{30 \cdot 10^{-3} (\text{mm})^{-1} \cdot 0,04 \text{mm}} \left\{ \left[ \frac{df_{Tm}^*}{dT} (4^\circ\text{C}; +0,5 \text{mm}) + 0,04 \text{mm} \cdot 0,9 \cdot 10^{-6} (\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})^{-1} \right] \right. \\ \left. \left[ \frac{df_{Tm}^*}{dT} (4^\circ\text{C}; -0,5 \text{mm}) + 0 \text{mm} \cdot 0,9 \cdot 10^{-6} (\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})^{-1} \right] \right\} =$$

$$= 8,3^\circ\text{C} \cdot 10^{-3} \left\{ \left[ (0,2^\circ\text{C})^{-1} + 0,5 \text{mm} \cdot 0,9 \cdot 10^{-6} (\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})^{-1} \right] + 0,036 (\text{C}^\circ)^{-1} \right\} - \left[ -0,2^\circ\text{C}^{-1} + 0 (\text{C}^\circ)^{-1} \right] \left\} =$$

$$= 8,3^\circ\text{C} \cdot 10^{-3} \left\{ \left[ 0,65 (\text{C}^\circ)^{-1} + 0,036 (\text{C}^\circ)^{-1} \right] + 0,2 (\text{C}^\circ)^{-1} \right\} = 8,3^\circ\text{C} \cdot 10^{-3} \left\{ 0,69 (\text{C}^\circ)^{-1} + 0,2 (\text{C}^\circ)^{-1} \right\} \approx 8 \cdot 10^{-3}$$

Wyliczony w ten sposób względny błąd pomiaru odkształcenia przy braku wnoszenia poprawek ma wartość około 0.8%. Błąd bezwzględny jest nie większy niż 0,4  $\mu\text{m}$ . Tak małą wartość błędu potwierdzają testy pomiaru ściśliwości stali zamieszczone w [7].

Nadmienić należy, że przyjmując rozszerzalność termiczną badanych materiałów nawet na małym poziomie  $10^{-5}/^\circ\text{C}$ , w odniesieniu do przyjętej bazy pomiarowej 44mm i wahań temperatury  $10^\circ\text{C}$ , zmiany długości próbki będą około 4  $\mu\text{m}$ !!! Jest to 10 razy więcej niż szacowana niepewność pomiaru ze względu na zmienną temperaturę czujnika. Oczywiście w odniesieniu do pomiarów ściśliwości w urządzeniu GTA-10 dochodzą inne czynniki zakłócające pomiar, głównie zmienne ciśnienie, zwiększające niepewność wypadkową. Próbę ich identyfikacji i analizy można znaleźć w [7].

## 10. Podsumowanie

Przeprowadzono eksperymentalne wyznaczanie charakterystyk termicznych indukcyjnych czujników do pomiaru zmian długości wykonanych z różnych materiałów. Charakterystyki te wyznaczają zależność częstotliwości drgań generatora od temperatury czujnika, który współpracuje z nim. Omawiane czujniki można skompensować termicznie dla pewnego zakresu temperatur i wartości parametrów LC generatora. Skoncentrowano się na otrzymaniu rodziny charakterystyk termicznych dla różnych długości czujnika. Wypracowano również matematyczne wzory umożliwiające określanie właściwości termicznych czujników, obliczenie niepewności pomiaru oraz wprowadzanie odpowiednich poprawek pomiarowych. Z otrzymanych charakterystyk i obliczeń wynika, że niepewność pomiaru zmian długości próbki materiału ze względu na oddziaływanie zmiennej temperatury na czujnik wykonany z miedzi lub wysokorezystywnej stali sprężynowej jest szacowana na nie większą niż 0,4  $\mu\text{m}$  dla zmian temperatury około  $10^\circ\text{C}$ , wobec braku wykonania poprawek. Warunkiem jest zachowanie przewidzianej długości czujnika, przy której zachodzi jego kompensacja termiczna, podczas jego montażu na próbce, z błędem nie większym niż 1mm, co wydaje się łatwym do osiągnięcia. Poprawki obliczone na podstawie podanych w opracowaniu wzorów korygują skutki wyjścia czujnika z obszaru kompensacji termicznej, spowodowanego zarówno niedokładnością jego zamontowania jak i odkształcania podczas pomiaru. Koniecznym jest znajomość temperatury otoczenia czujnika. Wprowadzanie poprawek jest szczególnie istotne w porównawczej metodzie pomiaru z udziałem czujnika odniesienia, gdyż bez nich czujnik ten zamiast choćby częściowo kompensować wpływ temperatury na czujnik pomiarowy może w szczególnych warunkach zwiększać błąd pomiaru odkształcenia próbki. Stanie się tak, gdy nachylenie parabolicznych charakterystyk termicznych obu czujników będzie miało przeciwny znak, dla temperatur występujących podczas pomiaru. Nieliniowość charakterystyk czujników wykonanych z miedzi lub wysokorezystywnej stali sprężynowej jest na tyle mała, że właściwie można by zrezygnować z używania czujnika odniesienia ze względu na zmiany temperatury rzędu  $10^\circ\text{C}$ , które występują np. podczas sprężania i rozprężania cieczy w aparacie GTA-10, ale jego obecność jest konieczna dla kompensowania niestabilności generatora LC, z którym współpracuje czujnik pomiarowy. Dla większych zmian temperatury wprowadzanie poprawek wydaje się niezbędne.

Ze względu na materiał użyty do wykonania czujników można wnosić, że dla czujników wykonanych ze stali niskorezystywnej wpływ temperatury na częstotliwość jest tak duży, że praktycznie wyklucza ich stosowanie. Czujniki ze stali sprężynowej wysokorezystywnej o wiele słabiej reagują na temperaturę, ale pojemność obwodu rezonansowego, do którego jest włączony jest na tyle mała, że ujawnia się destabilizujący wpływ pojemności połączeń. Czujnik miedziany jest równie mało wrażliwy na temperaturę jak stalowy wysokorezystywny, przy czym obwód rezonansowy ma dużą pojemność, praktycznie eliminującą wpływ

pojemności połączeń, lecz jest podatny na uszkodzenia mechaniczne. Kompromisem między czujnikiem miedzianym i stalowym wysokorezystywnym może być czujnik kombinowany składający się z dwóch cewek, jednej ze stali wysokorezystywnej a drugą z manganinu. Taki czujnik miał by lepsze właściwości sprężyste niż miedziany przy większej pojemności obwodu rezonansowego i płaskiej charakterystyce termicznej.

Przeprowadzone badania charakterystyk termicznych czujników wykonanych z różnych materiałów należy traktować jako wstępne. Przede wszystkim wpływ temperatury czujnika miedzianego i ze stali wysokorezystywnej na częstotliwość drgań jest tak mały, rzędu  $10^{-6}$ , że wymagana jest duża stabilność temperatury samego generatora, która w tych eksperymentach była stabilizowana biernie, za pomocą osłon termicznych. Niezbędne jest zastosowanie aktywnego, precyzyjnego termostatowania generatora dla uzyskania dokładniejszych charakterystyk termicznych. Po wtóre: uzyskane rodziny charakterystyk termicznych wyznaczone dla różnych długości czujnika należy uzupełnić o także charakterystyki dla zmieniającej się pojemności obwodu rezonansowego o niewielką wartości, co symulowało by wpływ niestabilnych pojemności elektrycznych przepustów ciśnieniowych w komorze Aparatu GTA-10. Wreszcie po trzecie: dla potwierdzenia efektywności wprowadzania poprawek do pomiaru i szacowania jego niepewności ze względu na oddziaływanie temperatury na czujnik należy wykonać znacząco statystycznie liczne pomiary zmian długości czujnikami wykonanymi z różnych materiałów.

Praca została wykonana w roku 2012 w ramach prac statutowych realizowanych w IMG PAN w Krakowie, finansowanych przez Ministerstwo Nauki i Szkolnictwa Wyższego.

## Literatura

- [1] Pawłowski J.: *Wzmacniacze i generatory WKŁ* W-wa 1980, s. 750
- [2] Nurkowski J.: *Indukcyjny czujnik odkształceń wykonany z miedzi, w zmodyfikowanym obwodzie rezonansowy*. Prace IMG PAN 2010, s. 11-25.
- [3] Nurkowski J.: *Termiczne właściwości indukcyjnego, bezrdzeniowego czujnika odkształceń – teoria i praktyka*. Prace IMG PAN 2011, s. 69.
- [4] Nurkowski J.: *Indukcyjny przetwornik odkształcenia w układzie różnicowym*. Krajowy kongres Metrologii, Gdańsk 1998r. s. 223-230.
- [5] Mizierski W., Nowaczek W.: *Tablice fizyczno-astronomiczne*. Adamantan, W-wa 1995 r.
- [6] Nurkowski J., *Skompensowny termicznie, bezrdzeniowy indukcyjny czujnik przemieszczania w równoległym układzie mechanicznym*. Prace Instytutu Mechaniki Górotworu PAN. vol. 9, nr 1-4 (2007) s. 123-136.
- [7] Nurkowski J.: *Błędy w pomiarach odkształcenia wykonywanych w komorze ciśnieniowej czujnikiem indukcyjnym*. Prace IMG PAN 2005, vol. 7, s. 11.

## The scope of temperature compensation in an inductive strain sensor

### Abstract

Testing is done to establish the influence of temperature on the results of strain measurements with a core-less inductive sensor, particularly for the variable length of the sensor made of different materials, mostly from copper. This is continuation of research work on applications of an inductive, core-less sensors designed to measure rock strains in the pressure cell of the GTA-10 device. So far strain measurements have been taken with electro-resistant strain gauges or inductive sensors made from high-resistant spring steel. Recent tests utilising a copper sensor integrated with a modified resonance circuit engineered by the author reveal it well outperforms the existing solutions in the range of low strains, below 1%. The thermal characteristics are obtained, in the range of  $-10$  to  $90^{\circ}\text{C}$  for sensors of different length and made of copper, high- and low-resistant steel, manganite and sensors being a combination of these material components. Experimental results are compared with simulated thermal characteristics based on equations expressing the influence of the sensor temperature on vibration frequency of the resonant circuit. New correction terms are computed accordingly to account for the effects of temperature fluctuations in the sensor and those of the reference temperature in the comparative method. Control of parameters of the resistance circuit guarantees the weak dependence of vibration frequency on sensor temperature, also ensuring high capacity of the circuit, which practically mitigates for the effects of parasite connections on stability of vibrations of the resonance circuit. Results will be utilised in strain measurements, particularly in rock compressibility tests performed in the pressure cell GTA-10, operating in the pressure range up to 400 MPa.

**Keywords:** inductive stress sensor, thermal compensation of the induction coil, LC generator, thermal expansion