

**Západočeská univerzita v Plzni
Fakulta aplikovaných věd**

**VÝZKUM A VÝVOJ METOD A
ALGORITMŮ PRO DETEKCI A
LOKALIZACI RUBBINGU NA PARNÍCH
TURBÍNÁCH**

Ing. Jan Jakl

**disertační práce
k získání akademického titulu doktor
v oboru Kybernetika**

Školitel: Doc. Ing. Eduard Janeček, CSc.

Katedra: Katedra kybernetiky

Plzeň 2014

**University of West Bohemia
Faculty of Applied Sciences**

**RESEARCH AND DEVELOPEMENT OF
METHODS AND ALGORITHMS FOR
DETECTION AND LOCALIZATION OF
RUB IN STEAM TURBINES**

Ing. Jan Jakl

**A dissertation submitted in partial fulfillment of the
requirements for the degree of
Doctor of Philosophy in Cybernetics**

Advisor: Doc. Ing. Eduard Janeček, CSc.

Department: Department of Cybernetics

Pilsen 2014

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem předloženou disertační práci vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, jejichž úplný seznam je její součástí.

V Plzni, dne 20.10.2014

.....
Jan Jakl

Poděkování

Rád bych na tomto místě poděkoval svému školiteli Doc. Ing. Eduardu Janečkovi, CSc. za to, že mi umožnil pracovat na tak zajímavém tématu a za jeho odborné vedení. Dále bych chtěl poděkovat svému kolegovi Ing. Jindřichu Liškovi, Ph.D., za jeho rady a připomínky, které přispěly ke vzniku této práce, za veškerou pomoc a vše co mě naučil. Mé poděkování dále patří společnosti Doosan Škoda Power, s.r.o., za zpřístupnění provozních měření a dokumentace.

Z oblasti svého osobního života bych chtěl poděkovat své rodině, hlavně manželce Vendulce, synovi Honzíkovi a mým rodičům za jejich lásku a podporu.

Autor

Anotace

V současné době je zejména z bezpečnostních a ekonomických důvodů kladen neustále větší důraz na spolehlivý provoz parních turbín. Některé kroky výrobců parních turbín, kteří se snaží z důvodů větší konkurenceschopnosti mimo jiné zvyšovat účinnost turbín, zvyšují riziko poruchy parní turbíny a to vede k vyšším požadavkům na monitorování stavu stroje. Jedním z příkladů je snižování ucpávkových vůlí, čímž se zvyšuje riziko vzniku potencionálního kontaktu rotorové a statorové části stroje, neboli rubbingu. Tento jev je velmi nebezpečný pro chod stroje a je vhodné jej včasné detekovat, neboť tím může dojít ke snížení značných ekonomických ztrát. Stávající přístupy vyhodnocují rubbing na základě detekce ohybu rotoru, který může nastat vlivem teplotních deformací při dlouho trvajícím kontaktu. Indikátory ohybu rotoru jsou měnící se amplituda a fáze základní harmonické složky rotorových vibrací, odvozené od otáčkové frekvence, při konstantních otáčkách, vyhodnocované z fázoru základní neboli první harmonické (1X) v polárních souřadnicích. Bez znalosti dalších indikátorů rubbingu je obtížné jej detekovat pouze na základě indikace ohybu rotoru, jelikož rubbing nemusí být jedinou příčinou ohybu rotoru. Kromě stanovení, že ke kontaktu mezi rotorem a státorem došlo, je důležité také určit, v jaké části stroje kontakt nastal. To může umožnit stanovení příčin vzniku rubbingu a také ušetřit ekonomické náklady při odstávce turbíny.

Cílem předkládané disertační práce je návrh metod pro detekci a lokalizaci rubbingu na parních turbínách, které by pomohly zlepšit stávající stav této problematiky. Tyto metody operují nad signály z čidel, kterými jsou parní turbíny standardně osazovány, tj. z čidel relativních rotorových a absolutní statorových vibrací. To umožňuje aplikovat tyto metody bez nutné instalace aditivních čidel jak u stávajících tak u nových strojů.

Experimentálním měřením na rotorovém standu RK4 a také analýzou provozních měření z TG 80 MW byly potvrzeny subharmonické složky amplitudových spekter signálů relativních rotorových vibrací, jako indikátory částečného rubbingu. Detekce těchto subharmonických složek je založena na navržené metodě kumulace úplného spektra, kdy dochází ke sdružení informace o subharmonických složkách v širokém frekvenčním pásmu. Dále je navržen způsob filtrace spektrální obálky a nesynchronních složek spektra založený na lifftraci úplného spektra. Za účelem automatické detekce vzniku částečného rubbingu jsou dále definovány tzv. charakteristické veličiny.

V předkládané práci je dále popsána navržená metoda lokalizace rubbingu založená na časo-frekvenčním zpracování signálů absolutních statorových vibrací pomocí aproximace spojitě Gaborovy transformace. Pro určení místa kontaktu je následně použita lineární lokalizace. Vhodnost navržené metody byla potvrzena při odstávce TG 220 MW.

Navržené metody byly následně implementovány do systému automatické detekce a lokalizace rubbingu RAMS.

Summary

Currently, particularly for safety and economic reasons, more emphasis is continually placed on the reliable operation of steam turbines. One example is the reduction of sealing clearances which increases the risk of potential contact (rub) of the rotor and stator of the machine. This is very dangerous for the machine operation and it is suitable for early detection of this failure, because this may result in reduction of considerable economic losses. Existing approaches of rub detection are based on detection of bending rotor. Indicators of bending rotor are changes of amplitude and phase of fundamental harmonic rotor vibration, given by rotational frequency, at constant rotational speed evaluated from phasor of first harmonic (1X) in polar coordinates. Without knowledge of other indicators of rubbing, it is difficult to detect rub only by detection of bending rotor since rub may not be the only cause of bending rotor. In addition, to determine that contact between rotor and stator occurred, it is also important to determine in which part of machine this contact occurred. This may help to identify why rub occurred and may save economical costs during overhaul of the machine.

The aim of the dissertation thesis is development of method for detection and localization of rub, which would help to improve the current state of this issue. These methods are based on processing of signals from sensors, which are standardly installed on steam turbines, ie. sensors of rotor relative and stator absolute vibrations. This allows application of these methods in diagnostics of existing and new machines without installation of additive sensors.

Experimental measurements on the rotor stand RK4 and analysis of operational measurements of TG 80 MW have confirmed that subharmonic component of amplitude spectra of relative rotor vibration are indicators of partial rubbing. Detection of these subharmonic components is based on the proposed method of full spectrum cumulation, where the information about subharmonic components is associated from wide frequency band. Furthermore, a method of filtering of spectral envelope and nonsynchronous frequency components based on lifting of full spectrum is proposed. For the purpose of automatic detection of a partial rub, characteristic values are also defined.

The developed method for rub localization based on time-frequency analysis of stator absolute vibrations using approximation of continuous Gabor transform is further described in submitted thesis. For determination of contact place, the linear localization is used. The suitability of proposed method was confirmed during overhaul of TG 220 MW.

The proposed methods were also implemented in the system RAMS which is used for automatic detection and localization of rub.

Kurzfassung

Derzeit, insbesondere für die Sicherheit und wirtschaftlichen Gründen, liegt immer größer Schwerpunkt in sicherem Betrieb von Dampfturbinen. Einige Schritte der Hersteller von Dampfturbinen, die versuchen, für die Steigerung der Wettbewerbsfähigkeit, unter anderem Turbinenwirkungsgrad zu erhöhen, erhöhen das Risiko des Scheiterns einer Dampfturbine und es führt zu höheren Anforderungen an die Maschinenzustandsüberwachung. Ein Beispiel ist die Verringerung des Dichtungsspiels, wodurch die Gefahr von möglichem Kontakt von Rotor und Stator der Maschine oder der Reibung erhöht wird. Dieses Phänomen ist sehr gefährlich für den Betrieb der Maschine und es ist erforderlich, die Reibung rechtzeitig zu erkennen, um die erheblichen wirtschaftlichen Verluste zu reduzieren. Bisherige Ansätze auswerten das Anstreifen des Rotors anhand der Biegungserkennung, die während des lang andauernden Kontakts aufgrund der thermischen Verformung auftreten kann. Die Indikatoren des biegenden Rotors sind die sich ändernde Amplitude und Phase der grundharmonischen Frequenz von Rotorschwingung, die von der Drehfrequenz bei konstanter Drehzahl abgeleitet wird. Die Auswertung basiert auf die Verarbeitung des Phasors von erste Harmonische (1X) in Polarkoordinaten. Ohne Kenntnis anderer Indikatoren von Anstreifen ist es schwierig nur der Biegung des Rotors zu erfassen, da die Biegung des Rotors muss nicht die einzige Ursache der Reibung werden. Neben der Feststellung, dass der Kontakt zwischen dem Rotor und dem Stator eingetreten ist, ist es wichtig zu bestimmen, welcher Teil der Maschine ist im Kontakt. Dies kann die Ermittlung der Ursachen der Reibung zu ermöglichen und auch sparen finanziellen Kosten bei der Besichtigung der Turbine.

Das Ziel dieser Arbeit ist Entwurf der Methoden für die Detektion und Lokalisation von Anstreifen auf Dampfturbinen, die den aktuellen Status der Problematik verbessern könnten. Diese Verfahren arbeiten mit den Signalen von Sensoren, die in der Regel auf einer Dampfturbine installiert werden, also mit relativen Rotorschwingungssensoren und absoluten Lagerschwingungssensoren. Dies ermöglicht diese Methoden zu applizieren ohne Installierung von Sondersensoren bei bestehende als auch bei neuen Maschinen.

Experimentelle Messungen auf dem Prüfstand RK4 und auch Analyse von Betriebsmessungen von TG 80 MW haben bestätigt die subharmonischen von relativen Rotorschwingungssignalen als Indikatoren des Teilkontakts. Erkennung dieser subharmonischen Komponenten basiert auf dem vorgeschlagenen Verfahren der Kumulierung von Vollspektren, wo es zu einer Verbindung von subharmonischen Frequenzen in einem breiten Frequenzband kommt. Es wurde auch ein Art zum Filtern der spektralen Hüllkurve und nicht synchronisierten Spektrumkomponenten entworfen, welcher basiert auf Liftrierung des Vollspektrums. Für den Zweck der automatischen Erkennung eines Teilkontaktes wurden die typischen Kennwerte definiert.

In der vorliegenden Arbeit wird näher die vorgeschlagene Lokalisierungsverfahren basierend auf Zeit-Frequenzsignalverarbeitung der absoluten Lagerschwingung mit Näherungen der kontinuierlichen Gabor-Transformation beschrieben. Um den Kontaktpunkt festzustellen, linear Lokalisierung wird dann verwendet. Die Eignung der vorgeschlagenen Methode wurde während der Abschaltung der Dampfturbine TG 220 MW bestätigt.

Die vorgeschlagenen Methoden werden dann in dem System zur automatischen Erkennung und Lokalisierung der Anstreifen RAMS implementiert.

Obsah

1. ÚVOD	1
2. POPIS PROBLEMATIKY	3
2.1 Základní dynamické vlastnosti Jeffcottova rotoru	3
2.2 Měření kmitání rotorů	7
2.3 Způsoby reprezentace signálů v časové oblasti.....	10
2.3.1 Základní charakteristiky signálů	10
2.3.2 Orbity	11
2.3.3 Fázory.....	12
2.3.4 Precese.....	13
2.4 Rubbing	15
2.4.1 Matematicko-fyzikální model kontaktu rotor-stator	17
2.4.2 Částečný rubbing.....	18
2.4.3 Úplný rubbing	20
2.4.4 Ostatní známé projevy rubbingu	20
2.5 Souvislost změny amplitudy a fáze 1X s rubbingem	21
3. SOUČASNÝ STAV DETEKCE A LOKALIZACE RUBBINGU NA PARNÍCH TURBÍNÁCH	25
4. NÁVRH VÝCHOZÍCH METOD A POSTUPŮ ZPRACOVÁNÍ SIGNÁLŮ V ÚLOZE DETEKCE A LOKALIZACE RUBBINGU	31
4.1 Odvození aproximace spojitě krátkodobé Fourierovy transformace pro potřeby precizní lokalizace kontaktu rotor/stator	32
4.2 Určení precesních složek v signálech rubbingu s využitím úplného spektra	35
4.3 Využití kepsra k určení obálky spektra a filtraci neharmonických složek v signálech rubbingu	37
4.3.1 Líftrace kepsra.....	39
4.3.2 Spektrální obálka.....	40
4.4 Alternativní způsob harmonické analýzy s využitím odhadu parametrů signálu ve smyslu metody nejmenších čtverců	42
5. KLÍČOVÉ EXPERIMENTY VE STUDIU INDIKÁTORŮ RUBBINGU S VYUŽITÍM ROTOROVÉHO STANDU RK4	46
5.1 Indikátory rubbingu v signálech relativních rotorových vibrací	47
5.2 Indikátory rubbingu v signálech absolutních statorových vibrací.....	52
6. PILOTNÍ OVĚŘENÍ PŘÍZNAKŮ ČÁSTEČNÉHO RUBBINGU NA TG 80 MW	54
7. NÁVRH NOVÉ POKROČILÉ METODY PRO AUTOMATICKOU DETEKCI ČÁSTEČNÉHO RUBBINGU	59
7.1 Sdružení indikátorů částečného rubbingu – kumulativní úplné spektrum	59
7.2 Normování úplného spektra	65
7.3 Filtrace nesynchronních složek úplného spektra.....	68
7.4 Výběr vhodných intervalů pro kumulaci.....	72
7.5 Zavedení charakteristických veličin pro potřeby automatické detekce částečného rubbingu	73

8. UNIKÁTNÍ ZPŮSOB DETEKCE RUBBINGU PŘI NÍZKÝCH OTÁČKÁCH NA TG 220 MW	80
9. VÝZKUM A NÁVRH METOD AXIÁLNÍ LOKALIZACE RUBBINGU NA TG	85
9.1 Princip lineární lokalizace	85
9.2 Lokalizace rubbingu na rotorovém standu RK4.....	87
9.2.1 Metoda založená na výpočtu variance signálu.....	87
9.2.2 Metoda založená na výpočtu okamžité amplitudy.....	88
9.2.3 Metoda založená na stochastickém normování.....	89
9.2.4 Určení počátku události ze zvolené charakteristiky.....	92
9.2.5 Výsledky lokalizace rubbingu na rotorovém standu RK4	93
9.3 Příznaky různých typů kontaktu pro lokalizaci rubbingu na parních turbínách....	94
9.4 Lineární lokalizace při využití informace ze tří snímačů.....	95
9.5 Úspěšné provozní ověření metody lokalizace rubbingu na TG 220MW	96
10. RAMS – RUB ADVANCED MONITORING SYSTEM	100
11. ZÁVĚR	103
12. SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY	105

SEZNAM DŮLEŽITÝCH SYMBOLŮ A OZNAČENÍ

β	úhel, který svírá spojnice ST s osou souřadnic
δ	vůle mezi rotorem a statorem
μ	součinitel tření
ξ_f	charakteristická veličina frekvence f
ρ	vektor regresorů
σ	rozptyl
σ_w	rozptyl váhové funkce
τ	časová konstanta filtru
φ	počáteční fáze harmonické složky signálu
Θ	vektor parametrů
$\tilde{\Theta}$	odhad vektoru parametrů
ω	úhlová frekvence
A	amplituda harmonické složky signálu
$A_{cf}(f)$	kumulativní úplné spektrum
$A(t,f)$	amplitudový spektrogram
$A_r(t,f)$	úplný spektrogram
$A_{fce}(f)$	kepstrální spektrální obálka
$A_{fme}(f)$	mediánová spektrální obálka
$A_{lfc}(f)$	lifrované úplné spektrum
$A_{lnfc}(f)$	lifrované normované úplné spektrum
$A_{nfm}(f)$	normované mediánové úplné spektrum
$A_{nfc}(f)$	normované kepstrální úplné spektrum
A_r	celková výchylka rotoru
b	koeficient vnějšího tlumení
$c(t)$	reálné kepstrum
$c_w(t)$	vážené kepstrum
$F\{f(t)\}$	Fourierova transformace funkce $f(t)$
$F^{-1}\{f(t)\}$	inverzní Fourierova transformace funkce $f(t)$
F_t	třecí síla
F_n	normálová síla
f	frekvence
f_n	normovaná frekvence
f_{rot}	otáčková frekvence
f_s	vzorkovací frekvence
$G(t,f)$	Gaborova transformace
$J(\Theta)$	kriteriální funkce pro odhad parametrů signálu
J_{cum}	kriteriální funkce pro kumulaci
k	tuhost
$k(t)$	k hodnota
L, N	počet vzorků diskrétního signálu
m	hmotnost
m_n	hmotnost nevážky
N_c	stupeň kumulace
R	matice regresorů
r	vzdálenost nevážky od geometrického středu rotoru
T_{rot}	perioda otáčení rotoru
T_s	perioda vzorkování

t	čas
v_{rel}	relativní obvodová rychlost
$W(f)$	Fourierova transformace $w(t)$
$w(t)$	okénková funkce
$X(f)$	Fourierova transformace $x(t)$
$X_a[l,k]$	aproximace spojitě krátkodobé Fourierovy transformace
$X[l,k]$	diskrétní krátkodobá Fourierova transformace
$X(t,f)$	krátkodobá Fourierova transformace signálu x
$X_l(f)$	lifrované spektrum $x(t)$
$x(t)$	signál x
$y(t)$	signál y
$Z(f)$	Fourierova transformace komplexního signálu
1X	první harmonická
BV	absolutní statorové schvění (Bearing Vibration)
CLN	kumulativní lifrované normované (Cumulative Liftered Normalized)
DFT	diskrétní Fourierova transformace
LN	lifrované normované (Liftered Normalized)
STFT	krátkodobá Fourierova transformace (Short Time Fourier Transform)
SV	relativní rotorové chvění (Shaft Vibration)

1. Úvod

Snahou výrobců a dodavatelů parních turbín je nabízet zákazníkovi stroje, jejichž spolehlivost a účinnost je vyšší, než u konkurenčních produktů. Současným trendem je, mimo jiné, zmenšování ucpávkových vůlí. Ucpávky představují obecně kovové výstupky instalované na rotorovou i statorovou část a zabraňují proudění páry podél rotoru. Zmenšování ucpávkových vůlí s sebou nese riziko možného vzniku kontaktu mezi statorovou a rotorovou částí. Tento jev se běžně označuje pojmem rubbing. V literatuře lze nalézt také pojem rotor-stator rub. Rubbing vzniká ve chvíli, kdy celkové vibrace rotoru převýší vůli mezi rotorem a ucpávkou. K tomu může dojít ve chvíli, kdy je rotor provozován v oblasti některé vlastní frekvence, kdy jsou vibrace rotoru obecně nejvyšší, v případě instalace nových ucpávek. Při tom obvykle dojde obroušením ucpávek ke zvýšení vůlí a rubbing odezní. Mezi další možné příčiny vzniku rubbingu patří zvýšení vibrační ohnutého rotoru, posun středu rotoru tak, že dojde ke kontaktu, nebo v neposlední řadě teplotní deformace statoru. K ohybu rotoru nejčastěji dochází vlivem nehomogenního rozložení teplot po obvodu rotoru. Možnou příčinou ohybu rotoru je také právě rubbing se statorovou částí vlivem tření v místě kontaktu. Obecně k rubbingu nemusí docházet pouze v oblasti ucpávek. Jsou dokumentovány také případy kontaktu voštinových ucpávek a oběžných lopatek rotoru.

V současné době se pro on-line monitorování vibrační používají diagnostické systémy, které umožňují výpočet základních charakteristik vibračních signálů. Jmenujme například S_{max} , 0-peak, peak-peak a RMS hodnoty, frekvenční spektra (amplitudová spektra) či Bodeho a Nyquistovy charakteristiky. Poslední dvě zmiňované charakteristiky jsou pak obvykle vyhodnocovány pro základní harmonickou složku signálu, což je v případě rotačních strojů, buzených zejména odstředivou silou, harmonická složka s frekvencí rovnou otáčkové frekvenci stroje. Tato složka se nazývá první harmonickou a označuje se 1X. Diagnostika rubbingu je standardně založena na sledování celkové úrovně vibrační a amplitudy a fáze 1X. Velmi zjednodušeně lze na rotor pohlížet jako na lineární systém. Při buzení harmonickým signálem, což je v tomto případě rotující hřídele odstředivá síla, je amplituda a fáze základní harmonické složky vibrační funkcí otáčkové frekvence. Změny těchto charakteristik při konstantní otáčkové frekvenci, signalizují možné ohýbání rotoru, při kterém dochází ke změně polohy efektivního nevyvážku. Primárně je tedy detekce rubbingu založena na detekci ohybu rotoru. Jinou z možných příčin změn amplitudy a fáze 1X jsou například změny tuhostí a tlumení olejového filmu v ložisku. Vzhledem k tomu, že ohyb rotoru může souviset s přirozeným procesem prohřevu rotoru, není možné spolehlivě určit, zda a od jaké fáze ohybu je rubbing přítomen a zda byl vlastně primární příčinou ohybu rotoru. Další nejistotou spojenou s diagnostikou rubbingu je také skutečnost, že ohyb rotoru je vyhodnocován na základě zpracování relativních rotorových vibrací, kdy snímače jsou umístěny zpravidla v blízkosti ložiskových stojanů. Je tedy snaha určit zda mohlo či nemohlo dojít ke vzniku rubbingu na základě vyhodnocení vibrací v teoretických uzlech kmitání rotoru, což je obecně problematické a nelze jednoznačně určit úroveň vibrací, při které lze rubbing spolehlivě detekovat.

Množství odborné literatury, vztahující se k problematice rubbingu, je velké. Autoři se však téměř výhradně věnují analýze vzniku rubbingu a jeho projevů ve vibračních signálech na malých experimentálních standech či u matematicko-fyzikálních modelů. Získané znalosti tak nelze v plné míře uplatňovat při detekci rubbingu na parních turbínách. Do oblasti zájmu těchto autorů dále nespadá vývoj metod pro automatizovanou detekci rubbingu.

Kromě stanovení, že k rubbingu došlo, je také důležité určit, alespoň přibližně, v jakém místě to bylo. To by umožnilo specifikovat příčinu vzniku rubbingu a také by to přineslo nemalé ekonomické úspory při odstávce turbíny.

Cílem této práce je výzkum a vývoj metod detekce a lokalizace rubbingu, které přispějí k diagnostice tohoto jevu u parních turbín a také u jiných rotačních strojů. Vzhledem k tomu, že ke standardnímu provoznímu měření u parních turbín patří měření relativních rotorových vibrací a absolutních vibrací ložiskových stojanů či statorových skříní, jsou navržené metody založeny na zpracování signálů z právě těchto snímačů. To umožní jejich využití pro on-line i off-line diagnostiku stávajících i nových strojů bez potřeby instalace jiných snímačů.

V České republice, ani celosvětově, zatím nebyl vyvinut diagnostický systém pro on-line detekci a následnou lokalizaci rubbingu.

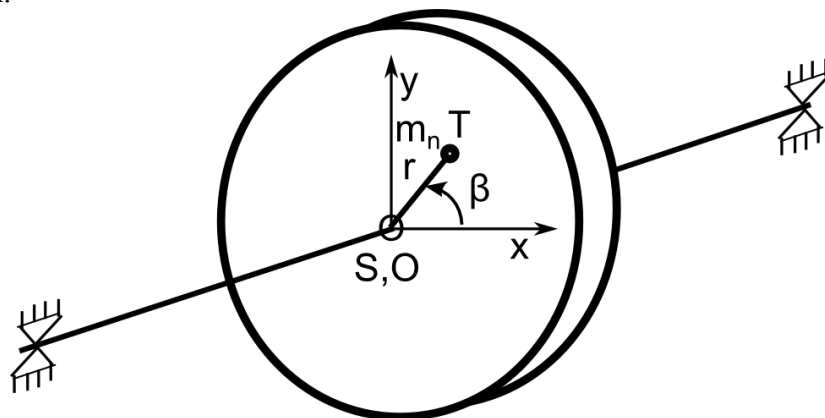
2. Popis problematiky

V rámci této kapitoly bude popsána řešená problematika a budou uvedeny některé základní pojmy. Přestože je nutné na rotory, včetně ostatních součástí, jako jsou lopatky nebo olejová ložiska, nahlížet jako na nelineární systémy, je možné jejich základní vlastnosti uspokojivě popsat systémy lineárními. Hlavní výhodou je skutečnost, že pro analýzu lineárních systémů existuje dobře rozvinutý matematický aparát. Pro popis některých jevů však lineární modely nestačí a je potřeba použít modely nelineární. Jedním z těchto jevů je kontakt rotoru a statoru.

Tato kapitola je rozdělena do čtyř částí. V první části budou popsány základní dynamické vlastnosti modelu výchylky středu rotoru reprezentovaného hmotným kotoučem umístěným na nehmotné hřídeli, který je buzen odstředivou silou od nevyvážku. Druhá část je pak věnována základům měření a reprezentace signálů, přičemž jsou vysvětleny některé důležité pojmy, jako například orbita, fázor a precese. Třetí část je zaměřena na problematiku rubbingu. V poslední části je pak uvedena spojitost rubbingu a změn fázoru první harmonické. Při psaní této kapitoly jsem čerpal zejména z publikací [1], [2] a [3]. Další literatura, ze které jsem vycházel, je uvedena v seznamu použité literatury.

2.1 Základní dynamické vlastnosti Jeffcottova rotoru

Zjednodušený model rotoru se skládá z hmotného kotouče o hmotnosti m a pružné, ale nehmotné hřídele, viz [1] a [2]. Hmotu disku není okolo jeho geometrického¹ středu S rozložena rovnoměrně. Uvažujme, že disk má nevyvážek o hmotnosti m_n v těžišti T , tj. ve vzdálenosti r od geometrického středu disku S . V kartézské soustavě souřadnic (x,y) svírá úsečka ST s osou souřadnic x úhel β . Osa rotace hřídele je označena písmenem O . Pokud by se hřídel netočila, pak by poloha středu disku S byla shodná s polohou osy rotace O . V průběhu rotace se však začíná projevovat působení odstředivé síly na střed kotouče, čímž dochází k jeho vychýlení. V následujícím textu bude vliv tíhové síly působící na kotouč zanedbán.



Obrázek 2-1: Zjednodušený model hřídele

¹ Za geometrický střed disku považujeme těžiště disku v případě homogenního rozložení jeho hmoty.

Pohyb středu disku S v kartézské soustavě souřadnic (x, y) je dán rovnicemi

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_s(t) + b\dot{x}_s(t) + kx_s(t) &= m_n r \omega^2 \cos(\omega t + \beta) \\ m\ddot{y}_s(t) + b\dot{y}_s(t) + ky_s(t) &= m_n r \omega^2 \sin(\omega t + \beta). \end{aligned} \quad (2.1)$$

Předpokládejme, že parametry fyzikálního modelu jsou v osách x a y stejné. V předchozí rovnici označuje veličina $x_s(t)$, resp. $y_s(t)$, výchylku středu kotouče ve směru osy x , resp. y . Parametr m označuje hmotnost disku, b koeficient vnějšího tlumení a k označuje tuhost hřídele. Vynásobme nyní druhou rovnici (2.1) komplexní jednotkou j a obě rovnice sečtěme. Po zavedení proměnné $z_s(t) = x_s(t) + jy_s(t)$ a vydělení obou stran rovnice konstantou m , získáme diferenciální rovnici ve tvaru

$$\ddot{z}_s(t) + \frac{b}{m} \dot{z}_s(t) + \frac{k}{m} z_s(t) = \frac{m_n r \omega^2}{m} e^{j(\omega t + \beta)}. \quad (2.2)$$

Řešení rovnice (2.2) je dáno součtem homogenního řešení a partikulárního řešení nehomogenní rovnice, které je pro případ nenulové pravé strany netriviální. Pokud je systém stabilní, pak homogenní řešení diferenciální rovnice časem odezní. Charakteristický polynom rovnice (2.2) je následující

$$\lambda^2 + \frac{b}{m} \lambda + \frac{k}{m} = 0. \quad (2.3)$$

Tento polynom má dva kořeny

$$\lambda_{1,2} = -\frac{b}{2m} \pm \sqrt{\left(\frac{b}{2m}\right)^2 - \frac{k}{m}}. \quad (2.4)$$

Jestliže platí $b^2 < 4km$, pak jsou kořeny charakteristického polynomu komplexně sdružené. Rezonanční frekvence netlumeného systému a činitel tlumení jsou dány vztahy

$$\Omega_{rez} = \sqrt{\frac{k}{m}}, \quad (2.5)$$

$$\xi = \frac{b}{2m\Omega_{rez}}. \quad (2.6)$$

Činitel tlumení je také znám pod názvem poměrný útlum, viz [2]. Obě zavedené veličiny ztrácejí svůj smysl, pokud je parametr k roven nule. S využitím vztahů (2.5) a (2.6) můžeme výraz (2.4) upravit do tvaru

$$\lambda_{1,2} = -\xi\Omega_{rez} \pm j\Omega_{rez}\sqrt{1 - \xi^2}. \quad (2.7)$$

Koeficienty charakteristického polynomu (2.3) jsou kladné, což plyne z fyzikální interpretace parametrů m , b a k . Kořeny charakteristického polynomu tedy leží v levé komplexní polorovině a daný systém je stabilní. Z tohoto důvodu se nyní budeme blíže věnovat pouze partikulárnímu řešení rovnice (2.2). Napřed uveďme definici bezrozměrné veličiny, tzv. naladění viz [2], dané vztahem

$$\eta = \frac{\omega}{\Omega_{rez}}. \quad (2.8)$$

Tato veličina se uplatní při úpravách partikulárního řešení diferenciální rovnice. Vzhledem k tvaru pravé strany rovnice (2.2) hledáme její řešení ve tvaru

$$z_{sp}(t) = \hat{z}_{sp} e^{j(\omega t + \beta)}. \quad (2.9)$$

Dosazení předchozího vztahu a jeho první a druhé derivace do rovnice (2.2) vede na řešení

$$\hat{z}_{sp} = \frac{m_n r}{m} \frac{\omega^2}{\Omega_{rez}^2 - \omega^2 + j2\xi\Omega_{rez}\omega}. \quad (2.10)$$

Vydělíme-li čitatele i jmenovatele Ω_{rez}^2 můžeme tuto rovnici dále upravit na tvar

$$\hat{z}_{sp} = \frac{m_n r}{m} \frac{\eta^2 [1 - \eta^2 - j2\xi\eta]}{(1 - \eta^2)^2 + 4\xi^2\eta^2}. \quad (2.11)$$

Vidíme, že se jedná o komplexní číslo a můžeme ho tedy vyjádřit v polárním tvaru

$$\hat{z}_{sp} = |\hat{z}_{sp}| e^{j\varphi}. \quad (2.12)$$

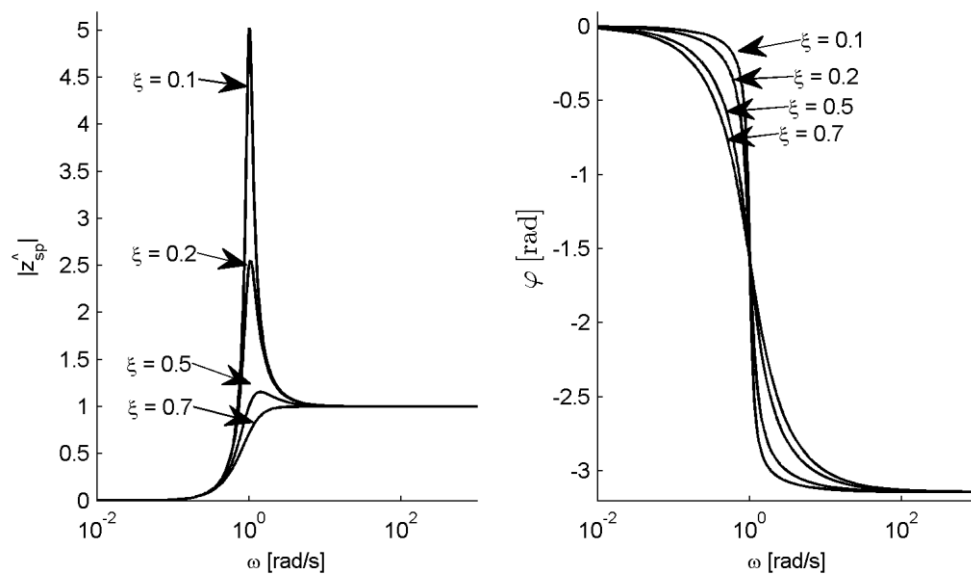
Absolutní hodnota a argument jsou určeny vztahy

$$\begin{aligned} |\hat{z}_{sp}| &= \frac{m_n r}{m} \frac{\eta^2}{\sqrt{(1 - \eta^2)^2 + 4\xi^2\eta^2}}, \\ \varphi &= \arctg\left(-\frac{2\xi\eta^2}{1 - \eta^2}\right). \end{aligned} \quad (2.13)$$

Partikulární řešení diferenciální rovnice (2.2) můžeme přepsat do konečného tvaru

$$\begin{aligned} z_{sp}(t) &= |\hat{z}_{sp}| e^{j(\omega t + \beta + \varphi)}, \\ z_{sp}(t) &= |\hat{x}_{sp}| \cos(\omega t + \beta + \varphi) + j |\hat{y}_{sp}| \sin(\omega t + \beta + \varphi). \end{aligned} \quad (2.14)$$

V kybernetice se veličiny ve vztahu (2.13) nazývají amplitudové zesílení a fázový posun, neboť určují, s jakým zesílením se amplituda vstupního harmonického signálu přeneše na výstup systému a jak bude výstup systému fázově zpožděn oproti vstupnímu signálu, viz [3]. Závislosti amplitudového zesílení a fázového posunu na měnící se frekvenci (nebo naladění) se nazývají amplitudová a fázová charakteristika. Příklady těchto charakteristik pro zvolené parametry $m = k = m_n = r = 1$ a pro čtyři různé hodnoty činitele tlumení ξ jsou nakresleny v následujícím obrázku. Frekvenční osa je zobrazena v logaritmických souřadnicích.



Obrázek 2-2: Amplitudová a fázová charakteristika systému popisujícího výchylku středu kotouče pro různé velikosti činitele tlumení

Pokud je činitel tlumení menší než 0,7071, pak amplitudové zesílení dosahuje svého maxima při frekvenci

$$\Omega = \Omega_{rez} \sqrt{1 - 2\xi^2}. \quad (2.15)$$

Z tohoto vztahu je patrné, že pokud se bude činitel tlumení zmenšovat, poloha maxima amplitudové charakteristiky tlumeného systému se bude blížit rezonanční frekvenci netlumeného systému. Z první rovnice (2.13) dále plyne, že se snižujícím se činitelem tlumení roste amplitudové zesílení v oblasti rezonanční frekvence.

V obecném případě nemusí být některé vlastnosti modelu popsaného rovnicemi (2.1) ve směrech os x a y stejné. Výchylka středu kotouče vlivem působení odstředivé síly je pak popsána diferenciálními rovnicemi

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_s(t) + b_x\dot{x}_s(t) + k_x x_s(t) &= m_n r \omega^2 \cos(\omega t + \beta) \\ m\ddot{y}_s(t) + b_y\dot{y}_s(t) + k_y y_s(t) &= m_n r \omega^2 \sin(\omega t + \beta), \end{aligned} \quad (2.16)$$

kde b_x , resp. k_x označují koeficient vnějšího tlumení, resp. tuhost hřídele v ose x . Analogicky jsou tyto veličiny označeny také pro osu y .

Partikulární řešení pohybových rovnic je formálně shodné s řešením (2.14).

$$z_{sp}(t) = |\hat{x}_{sp}| \cos(\omega t + \beta + \varphi_x) + j |\hat{y}_{sp}| \sin(\omega t + \beta + \varphi_y). \quad (2.17)$$

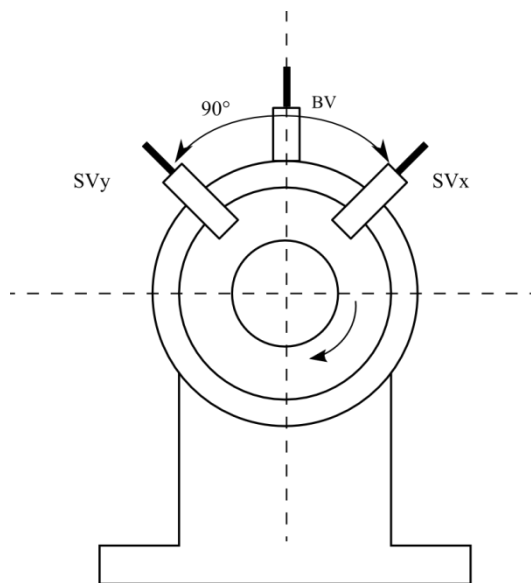
Pro amplitudy a fázová zpoždění v obou směrech pak platí rovnice (2.13), přičemž naladění se bude lišit podle hodnoty rezonanční frekvence pro daný směr.

Z fázové charakteristiky plyne jedna velmi důležitá vlastnost tohoto systému: Pokud jsou otáčky stroje nízké, pak střed kotouče S a poloha nevývažku T opisují kruhovou dráhu okolo středu souřadnic O , přičemž bod S leží na úsečce OT . Se zvyšujícími se otáčkami hřídele však dochází ke změně vzájemné polohy bodů S a T . Úhel mezi úsečkami OT a OS se mění podle fázové charakteristiky daného systému.

2.2 Měření kmitání rotorů

Vibrace lze reprezentovat ve formě výchylky, rychlosti nebo zrychlení. Podle toho k jaké vztahné soustavě jsou vibrace vztaženy, rozdělujeme vibrace na absolutní a relativní.

Při měření absolutních vibrací je snímač připevněn ke statoru a měří absolutní chvění statoru vzhledem ke gravitačnímu poli země. Tyto snímače zpravidla měří rychlost nebo zrychlení celkových vibrací ložiska nebo statoru. U parních turbín jsou absolutní snímače instalovány na ložiskových stojanech nebo statorových skříních a označují se zkratkou BV (Bearing Vibrations). Toto označení se může dále doplnit o směr, ve kterém jsou vibrace měřeny, např. BVh (horizontální), BVv (vertikální), popř. BVa (axiální). Podle fyzikálního principu, na kterém je měření vibrací založeno, se používají zejména snímače piezoelektrické (pro měření zrychlení vibrací) a elektrodynamické (pro měření rychlosti vibrací).

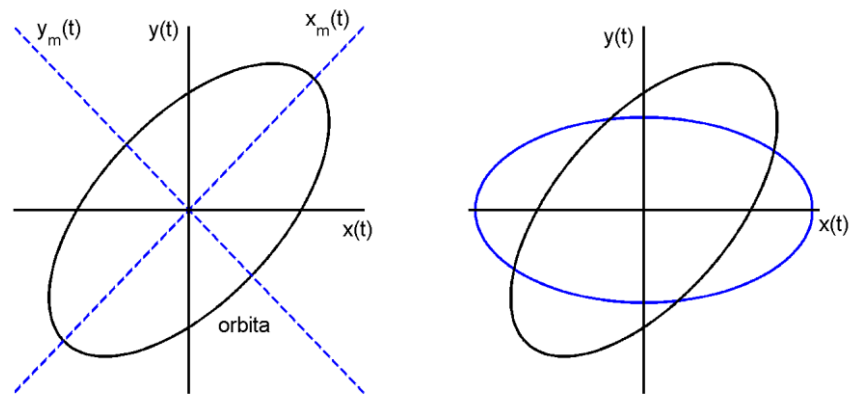


Obrázek 2-3: Měření vibrací

Při měření relativních rotorových vibrací je snímač umístěn ve statoru a měří relativní chvění rotoru vůči statoru, který může sám kmitat. Tyto snímače měří vzdálenost povrchu

rotoru od snímače. U parních turbín jsou snímače relativních vibrací instalovány zpravidla v blízkosti ložiskových stojanů a to vždy dva v jedné měřicí rovině, vzájemně pod úhlem 90° . Kromě měření rotorových vibrací, se dále používají také například pro měření fázové značky, statických posuvů nebo excentricity. Jelikož tyto snímače měří zejména vibrace související s kmitáním rotoru, označují se zkratkou *SV* (Shaft Vibrations). U daného označení může vystupovat dále písmeno, které značí směr, ve kterém jsou vibrace měřeny, tj. *SV_x* a *SV_y*. Pro měření relativních rotorových vibrací se nejčastěji používají indukční, kapacitní nebo optické snímače.

Kvůli konstrukčním omezením jsou snímače relativních rotorových vibrací instalovány tak, že měří vibrace v soustavě souřadnic, otočené o úhel β vzhledem ke kartézské soustavě souřadnic. Pro korektní zhodnocení vibračních signálů v kartézské soustavě souřadnic (např. orbity) je vhodné tyto signály transformovat. Na obrázku 2-4 vlevo je zobrazena měřená kinematická dráha rotoru, tzv. orbita. V pravé části obrázku 2-4 je modrou barvou zobrazena orbita rotoru, pokud by nedošlo k transformaci signálů (černě).



Obrázek 2-4: Transformace měřených signálů

Transformační vztahy lze vyjádřit

$$z(t) = z_m(t) \cdot e^{j\beta}, \quad (2.18)$$

kde $z_m(t) = x_m(t) + jy_m(t)$ a $z(t) = x(t) + jy(t)$. Další možností je vyjádření transformace souřadnic ve tvaru

$$\begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} x_m(t) \\ y_m(t) \end{bmatrix}, \quad (2.19)$$

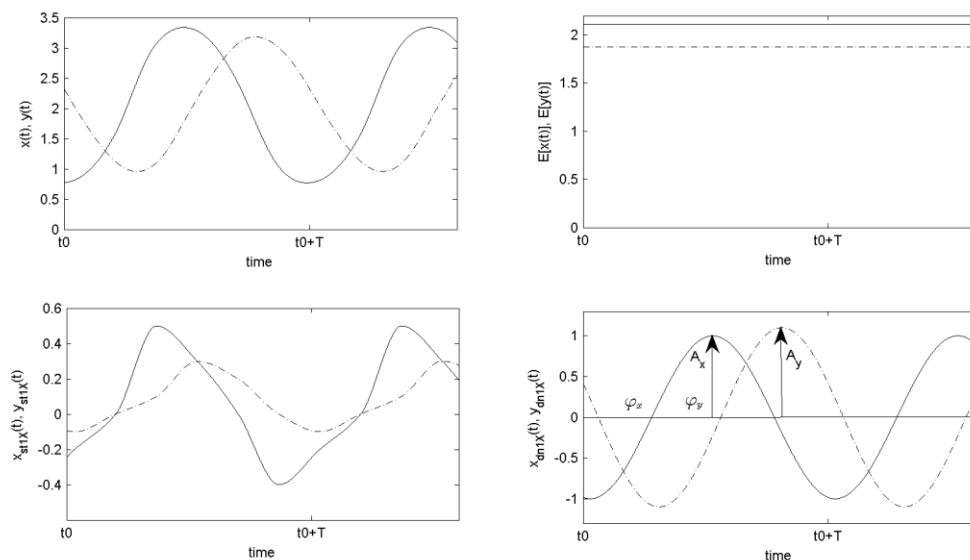
kde T je transformační matice ve tvaru

$$T = \begin{bmatrix} \cos(\beta) & -\sin(\beta) \\ \sin(\beta) & \cos(\beta) \end{bmatrix}. \quad (2.20)$$

Obecně lze signály rotorových vibrací rozdělit na dvě části

$$\begin{aligned} x(t) &= x_{st}(t) + x_{dn}(t), \\ y(t) &= y_{st}(t) + y_{dn}(t), \end{aligned} \quad (2.21)$$

kde složky signálů $x_{st}(t)$ a $y_{st}(t)$ popisují statické vlastnosti rotoru, tedy vlastnosti, které se nemění se změnou buzení a složky signálů $x_{dn}(t)$ a $y_{dn}(t)$ popisující dynamické vlastnosti rotoru. Pokud budeme uvažovat model rotující hřídele popsany rovnicemi (2.16), pak signály $x_{dn}(t)$, resp. $y_{dn}(t)$ jsou pro konstantní hodnotu otáčkové frekvence ω harmonické funkce s frekvencí rovnou frekvenci ω . Na následujícím obrázku je v horní levé části zobrazen příklad průběhu signálů $x(t)$ a $y(t)$ (přerušovanou čarou).



Obrázek 2-5: Rozklad signálu na statickou a dynamickou část

Uvažujme, že počátek měření je shodný s časovým okamžikem t_0 . Zaměřme se nyní na signál $x(t)$. Je patrné, že se skládá z několika částí. První část tvoří střední hodnota signálu, která je zobrazena v pravé horní části obrázku, reprezentující statickou polohu rotoru. Druhou část tvoří periodický signál, který lze dále rozdělit na neharmonický signál a harmonický signál. Neharmonická složka signálu je zobrazena v levé dolní části obrázku. V tomto případě se jedná o periodický signál s frekvencí rovnou frekvenci otáčení. Obecně však může mít frekvenci $N\omega$, kde N je celé číslo. Tato část signálu koresponduje s tzv. runoutem [4]. Celkový runout se skládá ze dvou hlavních částí, z mechanického a elektrického runoutu. Mechanický runout je dán odchylkou průřezu rotoru v místě měření od ideálního kruhu. Elektrický runout souvisí s nepravidelným elektromagnetickým polem po obvodu rotoru. Celkový runout se měří při nízkých otáčkách stroje, typicky do 600 ot/min. Spolu se střední hodnotou signálu tvoří signál $x_{st}(t)$. Harmonická složka signálu je vykreslena v pravé dolní části obrázku. Vzhledem k předpokladu, že na systém působí pouze odstředivá síla od nevyvážky, tvoří dynamickou část signálu pouze jeden signál s frekvencí rovnou otáčkové frekvenci. Tuto část lze reprezentovat jednou

z goniometrických funkcí, pro jejíž popis je nutné znát amplitudu a počáteční fázi vzhledem k zvolené goniometrické funkci a okamžiku t_0 .

Vztahy (2.21) můžeme pro tento konkrétní příklad přepsat do tvaru

$$\begin{aligned} x(t) &= E[x(t)] + x_{st1X}(t) + A_x \sin(\omega t + \varphi_x), \\ y(t) &= E[y(t)] + y_{st1X}(t) + A_y \sin(\omega t + \varphi_y). \end{aligned} \quad (2.22)$$

kde $E[\cdot]$ označuje operátor střední hodnoty. V tomto případě je vhodné reprezentovat dynamické části signálů $x(t)$ a $y(t)$ pomocí stejných goniometrických funkcí, na rozdíl od vztahu (2.17).

Frekvenční složky signálu, jejichž frekvence souvisí s otáčkovou frekvencí, mají přívlastek „harmonické“. Pokud signál obsahuje komponentu, jejíž frekvence je rovna otáčkové frekvenci, pak se tato složka nazývá první harmonická, zkráceně 1X. Z tohoto důvodu mají signály v dolní části obrázku 2-5 v indexu 1X. Složky signálu s frekvencí rovnou násobku otáčkové frekvence se nazývají podle konkrétního násobku, takže například „druhá harmonická“, 2X, atd... Obecně se tyto složky označují jako vyšší harmonické, nebo superharmonické. Složky signálu s frekvencí rovnou podílu otáčkové frekvence se nazývají „subharmonické“ a opět je lze ve zkratce označit příslušným celočíselným podílem, například 1/2X, atd...

Amplituda komponent signálu $x_{st1X}(t)$ a $y_{st1X}(t)$ byla z ilustračních důvodů zvolena relativně velká, vzhledem k amplitudě dynamických složek 1X. Ve skutečnosti jsou amplitudy těchto komponent vzhledem k amplitudám dynamických složek 1X zanedbatelné, a proto je v další výkladu nebudeme uvažovat. Ztrácí tedy smysl rozdělovat 1X na statickou a dynamickou složku a pod pojmem 1X budeme dále uvažovat pouze její dynamickou část.

V následující části této kapitoly se budeme zabývat dalšími možnostmi popisu signálů rotorových a statorových vibrací.

2.3 Způsoby reprezentace signálů v časové oblasti

Předpokládejme měření vibrací dle obrázku 2-3. V této části kapitoly budou uvedeny některé základní popisy vibračních signálů v časové oblasti, viz. například [5].

2.3.1 Základní charakteristiky signálů

Uvažujme signál o délce T [s]. U vibračních signálů definujeme tyto základní charakteristiky.

Střední hodnota

$$x_s = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) dt. \quad (2.23)$$

Výkmit (0-peak)

$$x_{0-p} = \max(x(t) - x_s). \quad (2.24)$$

Rozkmit (peak-peak)

$$x_{p-p} = \max(x(t)) - \min(x(t)). \quad (2.25)$$

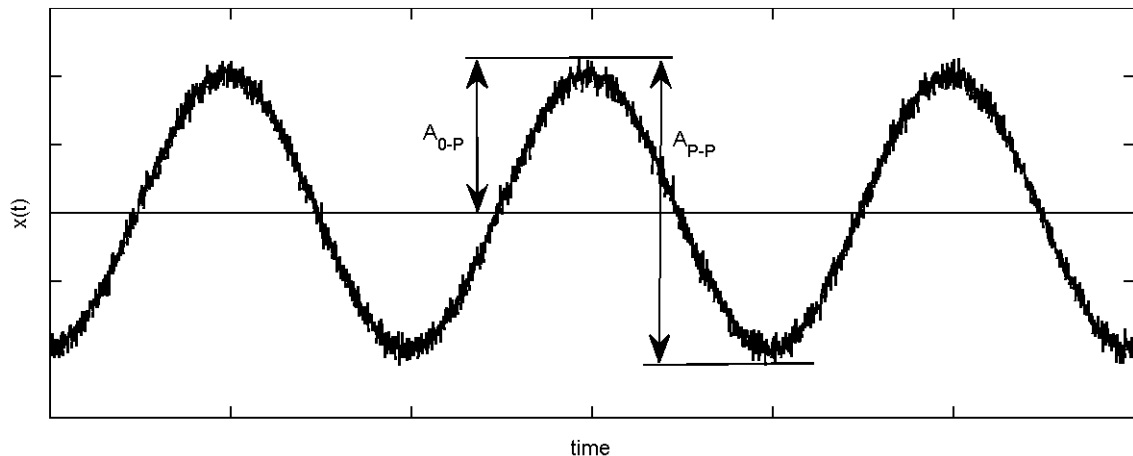
Efektivní hodnota (RMS)

$$x_{rms} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T x^2(t) dt} \quad (2.26)$$

Smax hodnota

$$S_{max} = \max \sqrt{x^2(t) + y^2(t)} \quad (2.27)$$

V předchozím vztahu signály $x(t)$ a $y(t)$ představují dva signály měřené v jedné rovině pod úhlem 90° . Uvedený výčet není celkový a popis vibračních signálů lze doplnit o další charakteristiky.

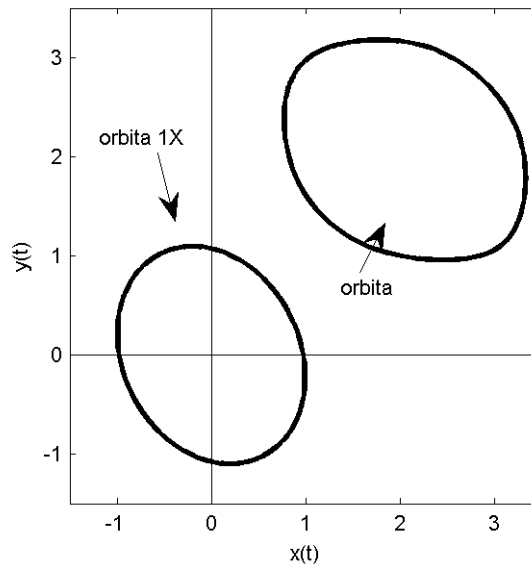


Obrázek 2-6: Charakteristiky x_{peak} a $x_{peak-peak}$

2.3.2 Orbity

Předpokládejme, že měříme výchylky rotoru podle obrázku 2-3 a signály transformujeme ze souřadné soustavy měření do kartézského souřadného systému. V tomto případě můžeme zavést komplexní veličinu $z(t) = x(t) + jy(t)$. Orbitou pak nazýváme průmět hodnot této komplexní funkce do roviny xy , parametrizovaný časem t . Orbity lze vykreslovat pro celkové průběhy signálů nebo pouze pro jejich určité frekvenční složky. Obecně se tyto orbity nazývají filtrované, pro upřesnění je lze nazývat podle dané

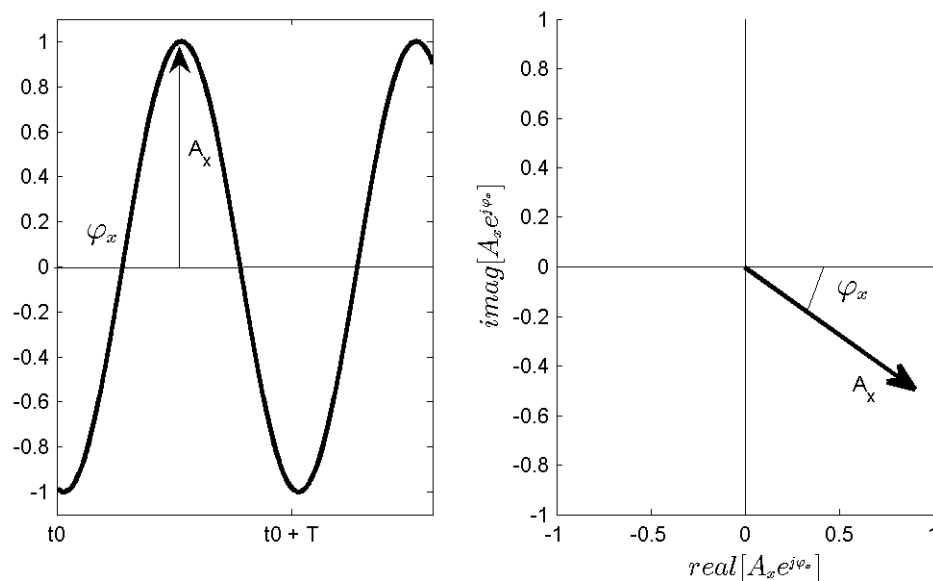
frekvence, například orbita 1X. Na obrázku 2-7 je zobrazena orbita signálů, jejichž časové průběhy jsou zobrazeny v levé horní části obrázku 2-5 – signály tedy obsahují statickou i dynamickou část, včetně složek $x_{st1X}(t)$ a $y_{st1X}(t)$. V tomto obrázku je dále zakreslena orbita první harmonické, tvořená pouze složkami 1X signálu. Pro filtrované frekvenční složky je jejich orbita v obecném případě elipsou.



Obrázek 2-7: Orbita a filtrovaná orbita

2.3.3 Fázory

Další možností jak reprezentovat signály jsou fázory. Na rozdíl od orbit lze fázorovou reprezentaci použít pouze pro signály, které jsou harmonické.



Obrázek 2-8: Reprezentace periodického harmonického signálu pomocí časového průběhu a fázoru

Uvažujme, že signál $x(t)$ je harmonický a je definován předpisem $x(t) = A_x \sin(\omega t + \varphi_x)$, kde φ_x je počáteční fáze signálu vztažená k funkci sinus a k časovému okamžiku $t=0$. Fázor tohoto signálu pro konstantní frekvenci ω je reprezentován dvojicí (A_x, φ_x) . V polárních souřadnicích lze fázor zobrazit jako vektor popsáný vztahem $A_x e^{j\varphi_x}$. Výpočet lineární kombinace fázorů je ekvivalentní této operaci s časovými průběhy daných funkcí. Nutnou podmínkou však je, aby fázory byly definovány pro stejné hodnoty frekvence ω a vztažené ke společnému referenčnímu času $t=0$.

Některé možnosti reprezentace signálů ve frekvenční, popř. časo-frekvenční oblasti jsou uvedeny v kapitole 4.

2.3.4 Precese

Znalost precese je velmi důležitá z hlediska diagnostiky správného chodu stroje. Precesí nazýváme trajektorii středu kotouče (obecně rotoru) a její reprezentací je orbita. V závislosti na tom, v jakém směru se body po trajektorii rotoru pohybují vzhledem ke směru otáčení, rozlišujeme směr precese na dopředný (souběžný) nebo zpětný (protiběžný). Pokud se signály skládají z více frekvenčních komponent, lze určit směr precese na každé frekvenci zvlášť. Celkový směr precese pak je z velké části určen směry precese dominantních frekvenčních složek signálů (tj. složek s dominantní amplitudou). Každou elipsu lze reprezentovat vektorovým součtem dvou opačně rotujících vektorů. Směr precese na této konkrétní frekvenci je dán rozdílem velikostí těchto vektorů. V následujícím odvození předpokládejme směr otáčení proti směru hodinových ručiček. Uvažujme signály $x(t)$ a $y(t)$ ve tvaru

$$\begin{aligned} x(t) &= A_x \sin(\omega t + \varphi_x), \\ y(t) &= A_y \sin(\omega t + \varphi_y). \end{aligned} \quad (2.28)$$

Rozložme nyní orbitu složenou z těchto signálů na součet dvou opačně rotujících vektorů. Tedy

$$x(t) + jy(t) = A_d e^{j(\omega t + \varphi_d)} + A_z e^{-j(\omega t + \varphi_z)}. \quad (2.29)$$

Rotující vektory jsou určeny velikostmi A_d a A_z a úhly φ_d a φ_z . Levou stranu rovnice lze upravit na tvar

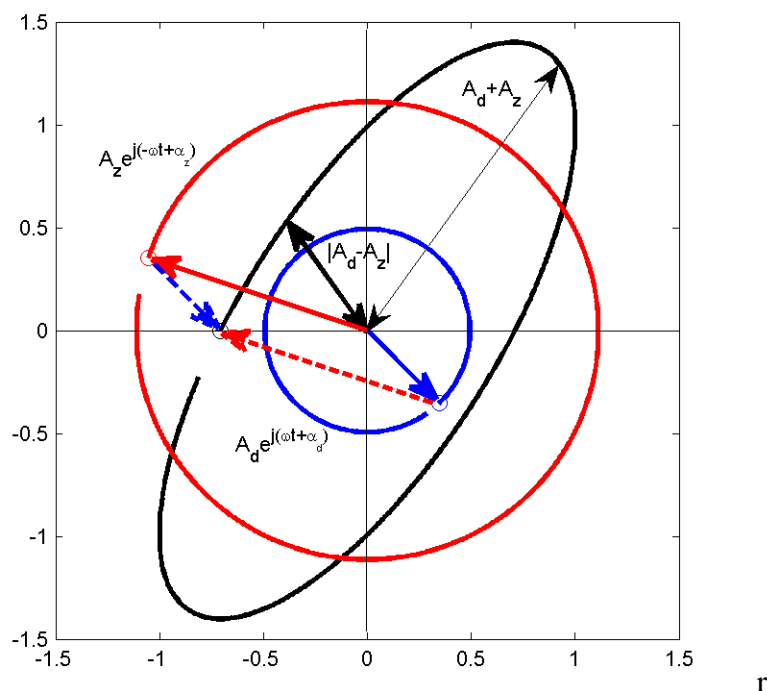
$$\begin{aligned} A_x \sin(\omega t + \varphi_x) + jA_y \sin(\omega t + \varphi_y) &= \frac{A_x}{2j} \left[e^{j(\omega t + \varphi_x)} - e^{-j(\omega t + \varphi_x)} \right] + \frac{A_y}{2} \left[e^{j(\omega t + \varphi_y)} - e^{-j(\omega t + \varphi_y)} \right] \\ &= e^{j\omega t} \left(-j \frac{A_x}{2} e^{j\varphi_x} + \frac{A_y}{2} e^{j\varphi_y} \right) + e^{-j\omega t} \left(j \frac{A_x}{2} e^{-j\varphi_x} - \frac{A_y}{2} e^{-j\varphi_y} \right). \end{aligned} \quad (2.30)$$

Porovnáním členů u komplexních exponenciál $e^{j\omega t}$ a $e^{-j\omega t}$ získáme vztahy pro neznámé parametry

$$\begin{aligned} A_d e^{j\varphi_d} &= \frac{1}{2} (A_y e^{j\varphi_y} - jA_x e^{j\varphi_x}) = \frac{1}{2} (A_y \cos \varphi_y + A_x \sin \varphi_x + jA_y \sin \varphi_y - jA_x \cos \varphi_x) \\ A_z e^{-j\varphi_z} &= \frac{1}{2} (-A_y e^{-j\varphi_y} + jA_x e^{-j\varphi_x}) = \frac{1}{2} (-A_y \cos \varphi_y + A_x \sin \varphi_x + jA_y \sin \varphi_y + jA_x \cos \varphi_x). \end{aligned} \quad (2.31)$$

Z čehož plynou výsledné relace, [6]

$$\begin{aligned} A_d &= \frac{1}{2} \sqrt{A_x^2 + A_y^2 + 2A_x A_y \sin(\varphi_x - \varphi_y)} \\ \varphi_d &= \tan^{-1} \left(\frac{A_y \sin \varphi_y - A_x \cos \varphi_x}{A_y \cos \varphi_y + A_x \sin \varphi_x} \right) \\ A_z &= \frac{1}{2} \sqrt{A_x^2 + A_y^2 - 2A_x A_y \sin(\varphi_x - \varphi_y)} \\ \varphi_z &= \tan^{-1} \left(-\frac{A_y \sin \varphi_y + A_x \cos \varphi_x}{A_x \sin \varphi_x - A_y \cos \varphi_y} \right) \end{aligned} \quad (2.32)$$



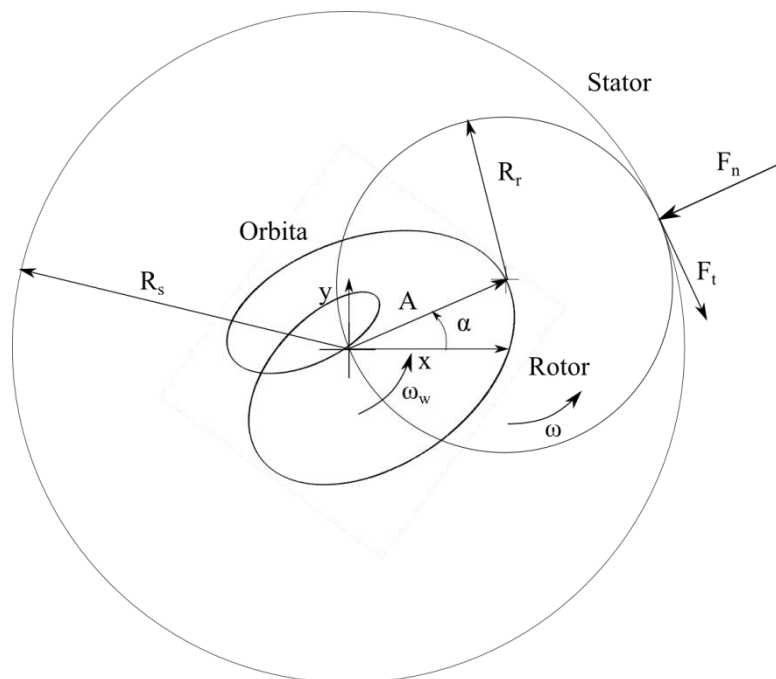
Obrázek 2-9: Rozklad eliptické orbity na součet dvou rotujících vektorů

Orbita složená ze signálů $x(t)$ a $y(t)$ pro konkrétní hodnoty $A_x = 3$, $A_y = 2$, $\varphi_x = 0$ rad a $\varphi_y = -1$ rad je zobrazena na obrázku 2-9 černou barvou. Vektor otáčející se proti směru hodinových ručiček je vykreslen modrou barvou. Tento vektor představuje složku dopředné (souběžné) precese orbity. Červenou barvou je nakreslen vektor otáčející se po směru hodinových ručiček, který představuje zpětnou (protiběžnou) část precese na

frekvenci ω . Kolečky příslušné barvy jsou znázorněny hodnoty těchto vektorů a orbity v rovině xy pro shodný časový okamžik. Zároveň je graficky znázorněn součet vektorů v tomto čase jako bod na orbitě. Porovnáním velikostí těchto vektorů lze stanovit směr precese na frekvenci ω . V případě, že $A_d > A_z$, jako v tomto případě, se jedná o dopřednou precesi, v opačném případě se jedná o zpětnou precesi. Obecně je vhodné spojit dopředný směr precese s otáčením rotoru proti směru hodinových ručiček. To je dáno tím, že pokud se úhel vektoru v polárních souřadnicích zvyšuje, rotuje tento vektor právě proti směru hodinových ručiček. Jestliže se rotor otáčí po směru hodinových ručiček, stačí v takovém případě zaměnit signály $x(t)$ a $y(t)$.

2.4 Rubbing

Mechanický kontakt mezi rotující a stacionární částí stroje, neboli rubbing, je vážná porucha stroje, která může vést od zvýšení rotorových vibrací k deformacím rotoru nebo statoru a v některých případech také k havárii celého stroje. Této problematice je věnováno velké množství odborné literatury, která je zaměřena na obecný popis problematiky, matematické modelování dynamického chování rotoru při rubbingu, numerické simulace tohoto děje, experimenty na laboratorním standu a analýzu provozních signálů obecně rotačních strojů, viz [1], [7] - [10].



Obrázek 2-10: Kontakt mezi rotorem a statorem

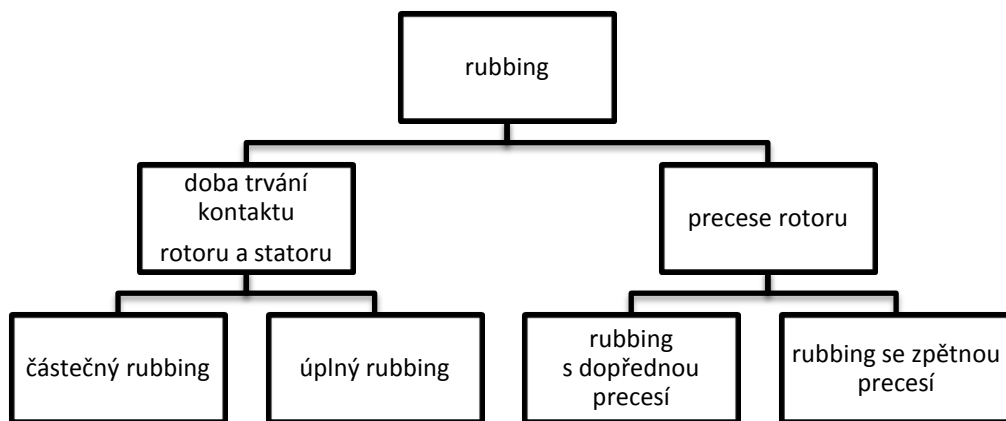
Rubbing vzniká, jestliže rotorové vibrace překročí mez, vymezenou vůlí mezi rotorem a některou statorovou částí, například ucpávkou [1]. Se vznikem kontaktu mezi rotorem a statorem je spojeno několik jevů. Jedním z nich je vznik tření. Velikost třecí síly F_t je závislá na velikosti normálové síly F_n a vlastnostech povrchů rotoru a statoru. Vlivem tření dochází k obroušování obou komponent (obvykle statoru), čímž se zvětšují statorové vůle a to může vést k ukončení vzniklého kontaktu. Zvětšené vůle pak mají vliv na chování

stroje, neboť ovlivňují například proudění páry strojem. Při zvýšeném tření vzniklé teplo vyvolává nesymetrické teplotní pole v průřezu rotoru a vede tak k ohybu rotoru. Chování ohnutého rotoru je podobné jako chování nevyváženého rotoru a projevuje se zejména zvýšením rotorových vibrací. Dalším dějem spojeným s rubbingem je tzv. efekt „třetího ložiska“ („third bearing“ effect). Z pohledu kmitání rotoru vzniká v místě kontaktu uzel a dochází tak ke změně provozního tvaru kmitu rotoru. Dále pak dochází ve spojitosti se zvýšením tuhosti spojeného systému rotor/stator ke zvýšení vlastních frekvencí systému.

Mezi dvě hlavní příčiny vzniku kontaktu mezi rotorem a státorem patří zvýšené rotorové vibrace a teplotní deformace statoru. Důvodem zvýšených rotorových vibrací je velmi často nevyvážený nebo ohnutý rotor. Nevyváženost vzniká při výrobě rotoru a správným vyvážením rotoru lze docílit snížení jejich účinků. Ohyb rotoru může být způsoben mnoha příčinami. Často k tomuto jevu dochází v důsledku nesymetrického teplotního pole v průřezu rotoru, způsobujícího teplotní deformace a ohyb rotoru. Deformace rotoru mohou vznikat dále např. při doběhu turbíny z provozních otáček na otáčky natáčedla, kdy se při nízkých otáčkách zapíná čerpadlo zvedacího oleje.

Při uvádění nových strojů do provozu nemusí být rotorové vibrace, v porovnání s vibracemi již zaběhnutých strojů, příliš vysoké a přesto může dojít ke vzniku rubbingu. Důvodem jsou velmi malé počáteční ucpávkové vůle. Při přechodu přes kritické otáčky, kdy jsou u rotorových soustav vibrace obvykle nejvyšší, pak dochází ke vzniku lehkého rubbingu. Ten nejčastěji končí obroušením nových ucpávek a chování rotoru se vrátí do původního stavu.

Jednou z možností jak rozlišit různé typy rubbingu je dělení podle doby trvání kontaktu a precese rotoru, v průběhu kontaktu viz např. [1].



Obrázek 2-11: Typy rubbingu

V průběhu trvání rubbingu se může typ kontaktu měnit. V počátcích vzniku kontaktu se obvykle jedná o částečný rubbing s dopřednou precesí, který se může při změně provozních podmínek například dále změnit na úplný rubbing s dopřednou precesí nebo na částečný rubbing se zpětnou precesí. V závislosti na změně parametrů rotoru či statoru mohou při stejných provozních podmínkách vznikat různé typy kontaktů, jak je popsáno např. v [11].

2.4.1 Matematicko-fyzikální model kontaktu rotor-stator

Uvažujme, že pohyb rotoru je popsán pomocí lineárních diferenciálních rovnic

$$\begin{aligned} m\ddot{x}(t) + b_x\dot{x}(t) + k_x x(t) &= m_n r \omega^2 \cos(\omega t + \beta), \\ m\ddot{y}(t) + b_y\dot{y}(t) + k_y y(t) &= m_n r \omega^2 \sin(\omega t + \beta) - mg. \end{aligned} \quad (2.33)$$

Tyto rovnice jsou formálně shodné s rovnicemi (2.16), zde dále uvažujeme působení gravitační síly. Kontakt mezi rotorem a státorem je znázorněn na obrázku 2-10. V případě kontaktu začnou na rotor působit normálová a třecí síla. Rotor v kontaktu se státorem je možné popsat diferenciálními rovnicemi

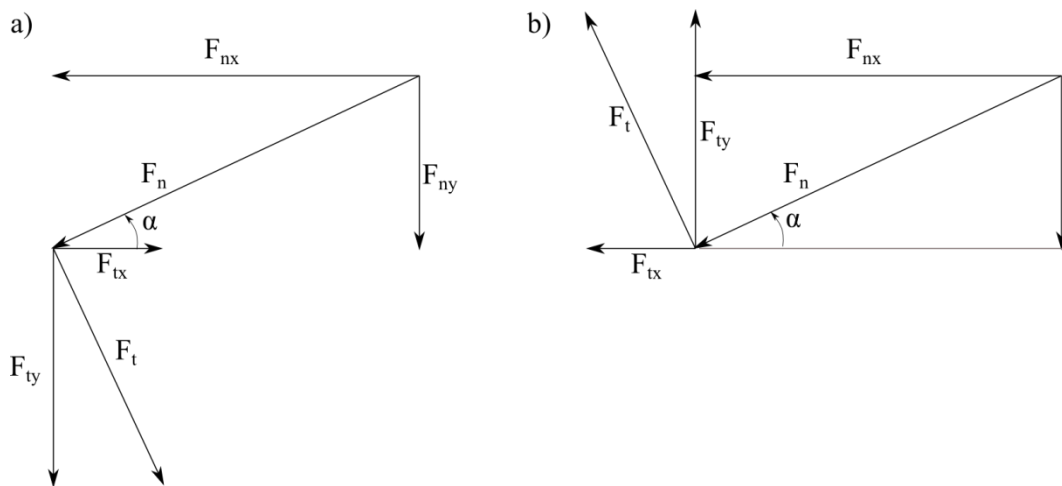
$$\begin{aligned} m\ddot{x}(t) + b_x\dot{x}(t) + k_x x(t) &= m_n r \omega^2 \cos(\omega t + \beta) + F_x, \\ m\ddot{y}(t) + b_y\dot{y}(t) + k_y y(t) &= m_n r \omega^2 \sin(\omega t + \beta) - mg + F_y, \end{aligned} \quad (2.34)$$

kde F_x , resp. F_y je výslednice normálové a tečné síly v horizontálním, resp. vertikálním směru. Před uvedením vztahů pro tyto síly zavedeme pojem relativní obvodová rychlost, viz [11]. Relativní obvodová rychlost je dána vztahem

$$v_{rel} = \omega R_r + \omega_w A_r, \quad (2.35)$$

kde ω označuje úhlovou otáčkovou frekvenci rotoru, R_r poloměr rotoru, ω_w frekvenci kmitání středu rotoru okolo osy rotace (ta se může obecně lišit od ω) a A_r označuje celkovou výchylku středu rotoru,

$$A_r = \sqrt{x^2 + y^2}. \quad (2.36)$$



Obrázek 2-12: Rozklad normálové a tečné síly na horizontální a vertikální složky

Znaménko relativní obvodové rychlosti určuje směr tečné síly. Pro kladné v_{rel} působí tečná síla proti směru otáčení rotoru (obrázek 2-10 a 2-12 a)), pro záporné v_{rel} změní tečná síla svou orientaci (obrázek 2-12 b)).

Pro síly působící na rotor ve vertikálním a horizontálním směru platí

$$\begin{aligned} F_x &= -F_{nx} + \text{sign}(v_{rel})F_{tx}, \\ F_y &= -F_{ny} - \text{sign}(v_{rel})F_{ty}. \end{aligned} \quad (2.37)$$

Předchozí vztahy lze dále vyjádřit ve tvaru

$$\begin{aligned} F_x &= -F_n \frac{x}{A} + \text{sign}(v_{rel})F_t \frac{y}{A_r}, \\ F_y &= -F_n \frac{y}{A} - \text{sign}(v_{rel})F_t \frac{x}{A_r}. \end{aligned} \quad (2.38)$$

Dle [12] jsou normálová a třecí síla pro případ rubbingu dány vztahy

$$\begin{aligned} F_n &= \begin{cases} 0, & A_r < \delta, \\ (A_r - \delta)k_s, & A_r \geq \delta, \end{cases} \\ F_t &= \mu F_n, \end{aligned} \quad (2.39)$$

kde δ označuje vůli mezi rotorem a statorem, k_s je tuhost statoru a μ označuje součinitele tření. Po několika úpravách nyní můžeme zapsat výsledné vztahy pro síly, vzniklé v důsledku kontaktu, působící na rotor v horizontálním a vertikálním směru.

$$\begin{aligned} F_x &= -\left(1 - \frac{\delta}{A}\right)k_s(x - \mu \text{sign}(v_{rel})y), \\ F_y &= -\left(1 - \frac{\delta}{A}\right)k_s(\mu \text{sign}(v_{rel})x + y). \end{aligned} \quad (2.40)$$

Po dosazení vztahů (2.40) do (2.34) získáme nelineární diferenciální rovnice popisující pohyb rotoru při interakci se statorem.

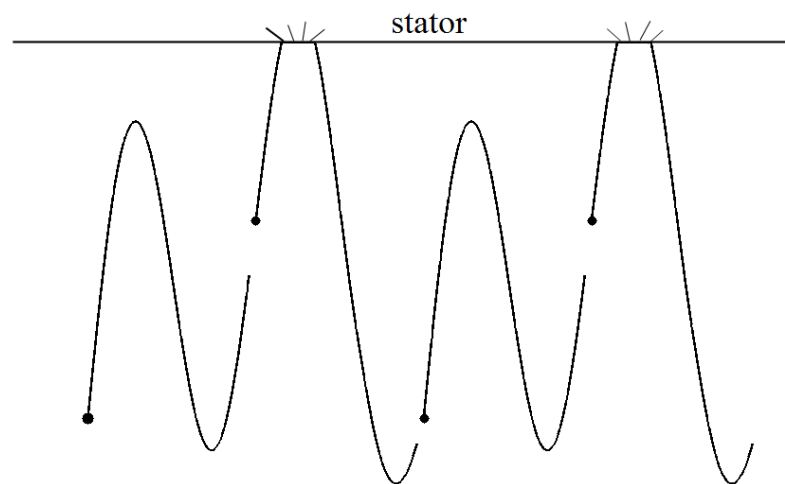
$$\begin{aligned} m\ddot{x}(t) + b_x\dot{x}(t) + k_x x(t) + \left(1 - \frac{\delta}{A}\right)k_s(x - \mu \text{sign}(v_{rel})y) &= m_n r \omega^2 \cos(\omega t + \beta), \\ m\ddot{y}(t) + b_y\dot{y}(t) + k_y y(t) + \left(1 - \frac{\delta}{A}\right)k_s(\mu \text{sign}(v_{rel})x + y) &= m_n r \omega^2 \sin(\omega t + \beta) - mg. \end{aligned} \quad (2.41)$$

Řešením těchto rovnic se zabývá například [1] nebo [11].

2.4.2 Částečný rubbing

Při částečném rubbingu dochází k přerušovaným interakcím mezi rotorem a statorem. Jestliže četnost vzniku kontaktu souvisí s otáčkovou frekvencí rotoru, jedná se o synchronní typ rubbingu. Pokud ke vzniku částečného rubbingu dochází periodicky, pak se v amplitudových spektrech signálů objeví složky s frekvencí rovnou četnosti vzniku rubbingu. V situaci, kdy ke kontaktu dochází vícekrát za jednu otáčku rotoru, ve spektrech

vznikají vyšší harmonické a jejich násobky, což je dáno neharmonickým průběhem signálu. Typickým projevem částečného periodického rubbingu jsou tedy změny amplitudy $1X$ a také vznik vyšších harmonických nebo subharmonických složek. Často ke kontaktu dochází pouze jednou za otáčku, nebo obecně m krát za n otáček. V tom případě signály rotorových vibrací obsahují subharmonické složky m/nX . Spektra signálů dále obsahují celočíselné násobky těchto subharmonických. Počet násobků subharmonických složek závisí na konkrétním signálu a na počtu členů Fourierovy řady (nebo Fourierovy transformace), kterými lze daný signál popsat. Příklad průběhu rotorových vibrací při částečném kontaktu, který vzniká jednou za dvě otáčky, je zobrazen na obrázku č. 2-13. Černou tečkou je znázorněn začátek každé periody.



Obrázek 2-13: Částečný rubbing, jednou za dvě otáčky

Pouze z frekvence subharmonických složek však nelze usuzovat o četnosti kontaktu. Uvažujme první případ, kdy ke kontaktu dochází jednou za dvě otáčky, stejně jako v případě vyobrazeném na obrázku 2-13. Spektra rotorových vibrací pak budou vykazovat subharmonickou složku $1/2X$ a případně také její násobky. Nyní uvažujme druhý případ, kdy ke kontaktu dochází pětkrát za dvě otáčky. V případě, že časové rozestupy mezi všemi kontakty nejsou shodné, nebude ve spektrech signálu pouze frekvence $5/2X$, ale opět $1/2X$. Frekvence $5/2X$ se objeví až jako vyšší násobek $1/2X$. Důvodem je fakt, že vznik jednotlivých kontaktů není periodický s periodou $5/2X$, ale dochází k periodickému opakování celé pětičky kontaktů s periodou $1/2X$. Obecně však platí, že s rostoucí intenzitou kontaktu se ve spektrech signálů objevují vyšší násobky subharmonických složek.

Částečný rubbing nemusí být vždy pouze periodický, neboť systém popisující interakce rotoru se statorem, je nelineární a jeho odezva může být neperiodická či chaotická, viz [9]. Z pohledu mechaniky je dynamika rotoru v kontaktu se statorem a vznik částečného rubbingu popsán například v [13], kde je vznik subharmonických a superharmonických odůvodněn tím, že síla působící na rotor při rubbingu je polynomiální funkcí výchylky rotoru. Tato síla je výslednicí normálové a tangenciální síly působící na rotor.

Při experimentech na laboratorním rotorovém standu lze snadno vybudit kontakt s velkou intenzitou. Ve spektrech rázů, které při tom vznikají a lze je měřit na ložiskách standu, se objevují buzené vlastní frekvence systému rotor/stator a také širokopásmové složky související se šířením rázů standem. Vznik a zánik těchto rázů je dobře patrný

z časových průběhů vibrací a také z reprezentace signálu některou z časo-frekvenčních metod [14] a [15]. Příklady těchto rázů včetně jejich časo-frekvenční reprezentace pomocí Gaborovy transformace jsou uvedeny v kapitole 8. Vznik těchto rázů na parní turbíně by vzhledem k jejich intenzitě vedl k rychlému poškození stroje.

2.4.3 Úplný rubbing

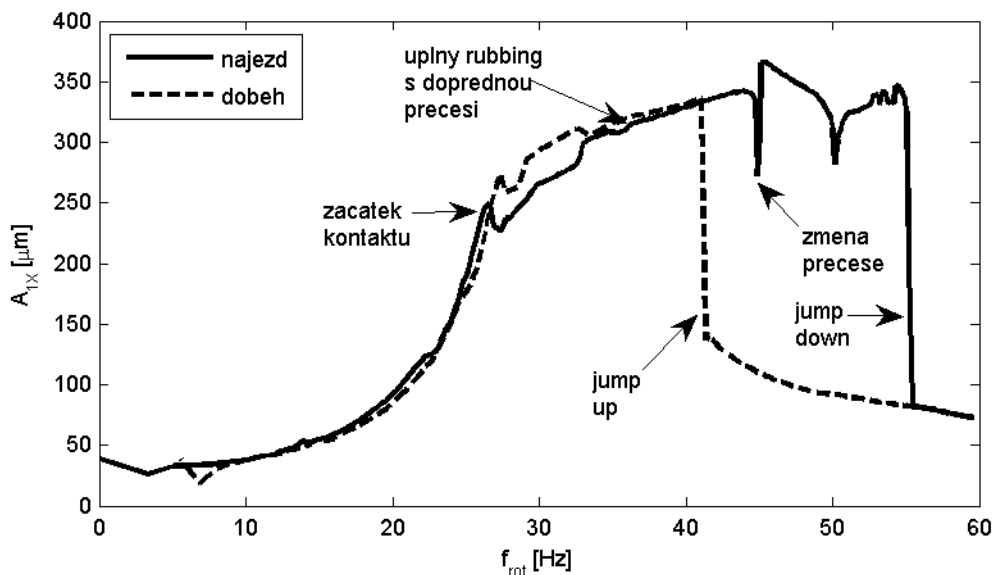
Při úplném rubbingu dochází ke kontinuálnímu nebo téměř nepřerušovanému kontaktu mezi rotorem a státorem, viz [16], [17]. Tento typ rubbingu obvykle bývá předcházen částečným rubbingem. Při tomto typu rubbingu dosahují rotorové vibrace svého maxima, které je omezeno statorovou vůlí. V případě úplného rubbingu se výrazněji, než v případě částečného rubbingu, projevuje změna tuhosti systému rotor/stator a tedy i vlastní frekvence tohoto systému. Nová vlastní frekvence je obvykle vyšší než první vlastní frekvence samotného rotoru a nižší než jeho druhá vlastní frekvence, viz [1]. Pokud je třecí síla působící na rotor v místě kontaktu dostatečně velká, může dojít ke změně precese rotoru z dopředné na zpětnou a vzniká úplný rubbing se zpětnou precesí, tzv. „dry whip“. V tomto případě se nelineární systém dostává do mezního cyklu a vibrace rotoru nejsou synchronní s otáčkami a rotor kmitá na nové vlastní frekvenci systému rotor/stator. Při tomto typu kontaktu dochází k velkému povrchovému opotřebení rotoru i statorové části a zároveň se zvyšuje torzní namáhání rotoru. Experimentálně bylo dokázáno (viz [17]), že ukončení úplného rubbingu se zpětnou precesí je téměř nezávislé na změně otáček rotoru. Pokud není tento typ rubbingu včas detekován, může způsobit vážné, až havarijní, poškození stroje.

2.4.4 Ostatní známé projevy rubbingu

Kromě výše uvedených projevů se kontakt mezi rotorem a státorem projevuje v časových průbězích vibračních signálů, ve sledování celkové úrovně vibrací nebo v amplitudových a fázových charakteristikách 1X v závislosti na otáčkách (resp. otáčkové frekvenci) při nájezdu a doběhu otáček stroje, kdy se kontakt projevuje skokovými změnami těchto charakteristik. Na obrázku č. 2-14 je zobrazen průběh amplitudy 1X při nájezdu a doběhu. Signály byly změřeny na laboratorním rotorovém standu RK4 výrobce Bently Nevada. Pro vyvolání různých typů kontaktu byla použita teflonová ucpávka. O experimentech na rotorovém standu pojednává kapitola č. 5.

Při nájezdu otáček rotorového standu došlo při otáčkách 26.5 Hz (tj. 1590 rpm) ke vzniku částečného rubbingu s dopřednou precesí. Při dalším zvyšování otáček nastal v okolí otáček 36.2 Hz (2172 rpm) úplný rubbing s dopřednou precesí. Při dalším zvyšování otáček došlo ke změně precese z dopředné na zpětnou. K přechodu do stavu úplného rubbingu se zpětnou precesí v tomto případě nedošlo. V oblasti 55 Hz pak kontakt zanikl. Ukončení kontaktu bylo doprovázeno prudkým poklesem amplitud 1X, tzv. „jump-down“ efektem. Náběh skončil při 3600 rpm a následně byl změřen doběh otáček. Při doběhu nastal při otáčkové frekvenci 41.3 Hz (2478 rpm) úplný kontakt s dopřednou precesí. Podobně jako při ukončení kontaktu v průběhu nájezdu byl i v tomto případě vznik kontaktu doprovázen skokovým nárůstem vibrací, tzv. „jump-up“ efektem. Zajímavé je, že

k zániku a vzniku kontaktu došlo při různých otáčkách a z uvedeného průběhu je patrná hystereze. Podobná hystereze je patrná také u fázové charakteristiky 1X. Při dalším snižování otáček se změnil typ rubbingu na částečný, který dále odezněl.



Obrázek 2-14: „jump-up“ a „jump-down“ efekty

Dalším důležitým indikátorem stavu stroje a vzniku rubbingu je precese orbity dominantní frekvenční složky vibračních rotorových signálů, zpravidla 1X, a to zejména při zvýšené úrovni rotorových vibrací. Jak bude ukázáno v následujících kapitolách, může změna precese 1X souviset právě se vznikem kontaktu mezi rotorem a statorem. Změna precese je vyvolána působením třecí síly na rotor. Rozhodování o vzniku rubbingu pouze na základě sledování změn precese 1X je však problematické. U rotorů, které mají různé vlastní frekvence v horizontálním a vertikálním směru, dochází ke změně precese 1X při nájězdu či doběhu otáček mezi těmito různými vlastními frekvencemi, viz [2]. Dále je také známo, že u reálných strojů může být při nominálním provozu precese rotoru v jednom ložiskovém stojanu dopředná a v druhém ložiskovém stojanu zpětná.

Posledním projevem rubbingu, který je zde uveden, je změna fáze a amplitudy 1X při konstantních otáčkách. Při dlouho trvajícím kontaktu dochází vlivem působení třecí síly na rotor ke vzniku nehomogenního teplotního pole v průřezu rotoru a k jeho následnému ohybu. Ohyb rotoru se projeví nárůstem vibrací a změnou ve fázi vibrací 1X. Rubbing je pouze jednou z příčin ohybu rotoru. Ohyb a teplotní deformace rotoru mohou souviset například s přirozenými teplotními změnami prohřevu rotoru a stanovit, že příčinou ohybu rotoru byl rubbing, pouze na základě změn amplitudy a fáze 1X, je problematické.

2.5 Souvislost změny amplitudy a fáze 1X s rubbingem

V první části této kapitoly byly vysvětleny elementární dynamické vlastnosti zjednodušeného modelu popisujícího změny výchylky geometrického středu kotouče v závislosti na působení odstředivé síly. Model byl reprezentován pružnou nehmotnou

hřídeli a hmotným diskem v jejím středu. Z řešení diferenciálních rovnic popisujících výchylky středu disku vyplynulo, že vzájemná poloha směru od středu disku S do místa koncentrace nevyvážky T a směru, ve kterém se disk vlivem odstředivé síly vychyluje, se mění v závislosti na frekvenci otáčení hřídele. Úhel mezi těmito směry odpovídá fázové charakteristice systému, která se s rostoucí otáčkovou frekvencí mění od 0 do -180° .

Nyní tyto základní znalosti přeneseme na zjednodušený model rotoru. Uvažujme, že v polovině své délky má rotor nevyvážek o hmotnosti m_n , který leží ve vzdálenosti r od středu rotoru pod úhlem β vůči souřadnicové ose x . Na střed rotoru působí během rotace pouze odstředivá síla. Jedná se o jedinou sílu, která na rotor působí. Působení tíhové síly i všech ostatních sil, které by mohly na rotor působit, neuvažujeme. Dále předpokládejme, že tuhost hřídele i činitel tlumení jsou v osách x a y stejné. Vzhledem ke stanoveným předpokladům je zřejmé, že dynamické chování středu rotoru v polovině jeho délky bude formálně shodné s chováním modelu popisujícím polohu středu disku na nehmotné hřídeli, který byl popsán v první části této kapitoly. Připomeňme tedy rovnici popisující výchylku středu rotoru v kartézské soustavě souřadnic (x,y)

$$m\ddot{z}_s(t) + b\dot{z}_s(t) + kz_s(t) = m_n r \omega^2 e^{j(\omega t + \beta)}, \quad (2.42)$$

kde $z(t) = x(t) + jy(t)$.

Partikulární řešení předchozí diferenciální rovnice lze zapsat ve tvaru

$$z_{sp}(t) = Z e^{j(\omega t + \beta + \varphi)}. \quad (2.43)$$

Vztahy pro Z a φ jsou shodné se vztahy (2.13). Podívejme se nyní na obrázek 2-15a). Na tomto obrázku je zakreslen řez rotorem, jehož otáčková frekvence ω je nižší než rezonanční frekvence, tj. $\varphi > -45^\circ$. Osa rotace leží ve středu soustavy souřadnic a střed rotoru S je vychýlen od osy rotace vlivem odstředivé síly, která působí v místě nevyvážky. Poloha středu rotoru od osy rotace v čase t je pro konstantní hodnotu ω reprezentována fázorem $Z e^{j(\beta + \varphi)}$. Úhel mezi fázorem reprezentujícím výchylku středu rotoru a fázorem reprezentujícím odstředivou sílu je roven φ . Dojde-li k rubbingu pak k němu dochází stále v místě ležícím na povrchu rotoru ve směru výchylky jeho středu. Působením třecí síly (v obrázku není zakreslena) je dané místo na povrchu rotoru ohříváno. Jelikož povrch rotoru není ohříván rovnoměrně, pak dlouhodobým trváním kontaktu dojde k ohybu rotoru, viz [18] a [19]. Předpokládejme, že k ohybu rotoru dojde skokově. Ohyb rotoru lze interpretovat jako odezvu středu rotoru na odstředivou sílu působící v poloze nevyvážky, který leží na přímce dané body OS . Tato síla je znázorněna na obrázku 2-15c). V okamžiku ohybu rotoru se rovnice (2.42) změni na rovnici

$$m\ddot{z}_s(t) + b\dot{z}_s(t) + kz_s(t) = m_n r \omega^2 e^{j(\omega t + \beta)} + m_r r_T \omega^2 e^{j(\omega t + \beta + \varphi)}. \quad (2.44)$$

Jedná se o lineární diferenciální rovnici a při jejím řešení můžeme uplatnit princip superpozice, viz [3].

Partikulární řešení této rovnice se skládá ze dvou částí

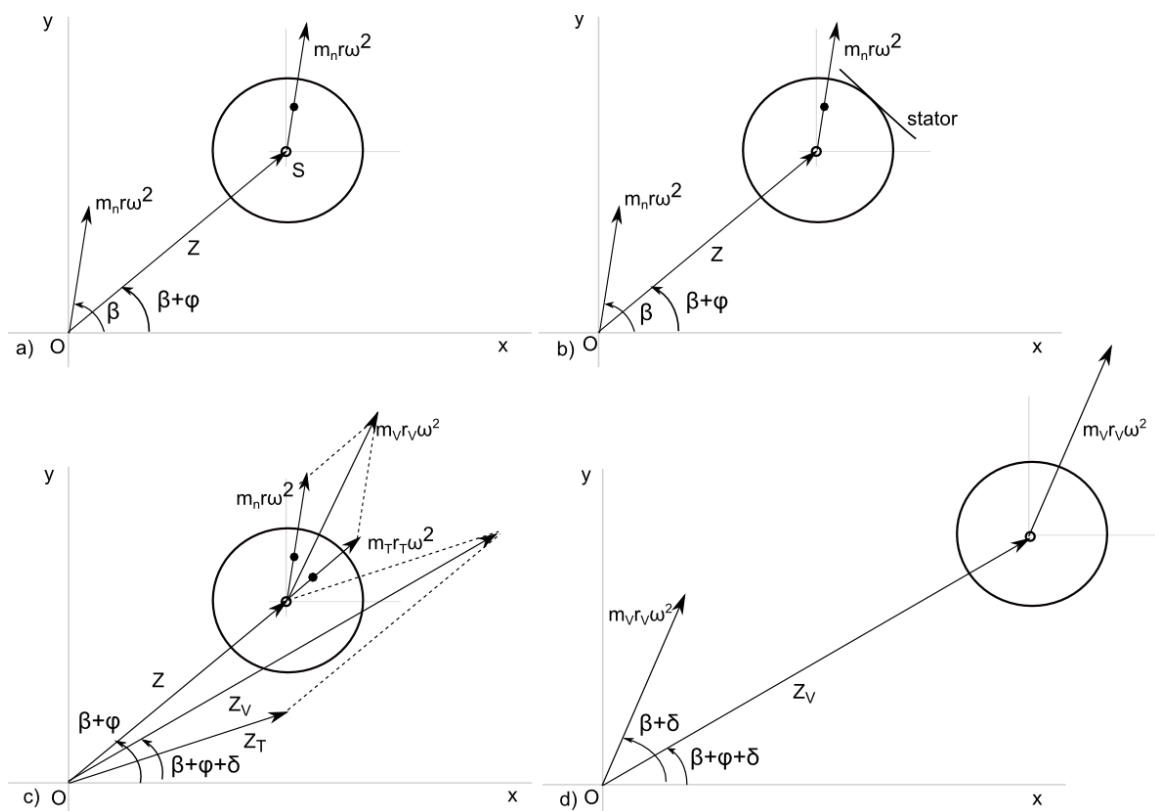
$$\begin{aligned} z_{sp}(t) &= Z e^{j(\omega t + \beta + \varphi)} + Z_T e^{j(\omega t + \beta + 2\varphi)}, \\ z_{sp}(t) &= Z_V e^{j(\omega t + \beta + \varphi + \delta)}. \end{aligned} \quad (2.45)$$

Pro amplitudu a fázové zpoždění platí následující vztahy

$$\begin{aligned} Z_V &= \sqrt{Z^2 + Z_T^2 + 2ZZ_T \cos(\varphi)}, \\ \delta &= \arctg \left[\frac{\sin(\varphi) + \frac{A_T}{A} \sin(2\varphi)}{\cos(\varphi) + \frac{A_T}{A} \cos(2\varphi)} \right]. \end{aligned} \quad (2.46)$$

Výsledná odezva odpovídá odezvě středu rotoru na výslednici odstředivých sil (viz obrázek 2-15c,d)), která je určena vztahem

$$\begin{aligned} F_{OV} &= m_n r \omega^2 e^{j(\omega t + \beta)} + m_T r_T \omega^2 e^{j(\omega t + \beta + \varphi)}, \\ F_{OV} &= m_V r_V \omega^2 e^{j(\omega t + \beta + \delta)}. \end{aligned} \quad (2.47)$$



Obrázek 2-15: Souvislost rotace fázoru 1X a rubbingu

Porovnáním fázorů odezvy středu rotoru před a po rubbingu vidíme, že zatímco původní fázor svíral se souřadnicovou osou x úhel $\beta + \varphi$, nový fázor svírá s osou x úhel $\beta + \varphi + \delta$.

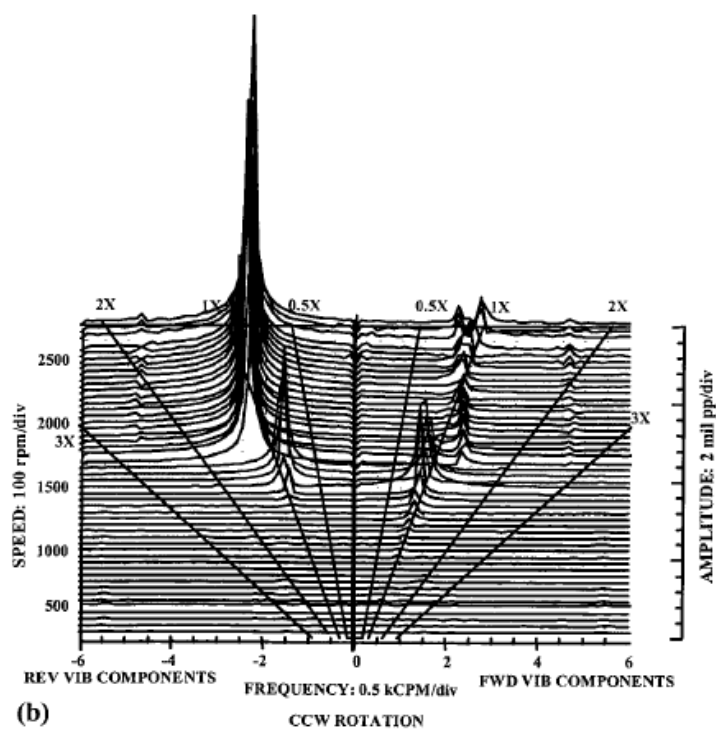
Z grafické analýzy plyne, že úhel $\beta+\varphi+\delta$ je menší než úhel $\beta+\varphi$ což znamená, že nový fázor se oproti původnímu fázoru zpožďuje. Jelikož úhel φ nabývá záporných hodnot (podle vztahu k fázové charakteristice systému), tak z rovnice (2.46) plyne, že úhel δ nabývá taktéž záporných hodnot, což potvrzuje předchozí závěr. Zároveň můžeme pozorovat, že narůstá amplituda výchylky středu rotoru od osy rotace. Pokud by ohyb rotoru nenastal skokově, ale byl pozvolný, pak bychom sledováním fázoru odezvy středu rotoru pro konstantní otáčkovou frekvenci, ale v různých časech (jejichž rozdíl je roven násobku periody otáčení) dospěli k závěru, že daný fázor v souřadnicích (x,y) rotuje. V takto stanoveném modelu by jeho amplituda kmitání rotoru neustále rostla. Podobné chování je možné pozorovat také u fázorů 1X, vypočtených ze signálů naměřených na reálných strojích. Amplituda těchto fázorů však nemusí pouze narůstat, ale může se také v čase periodicky měnit. To je zcela zřejmým příznakem, že na dané turbíně došlo k ohybu rotoru.

V následující kapitole budou popsány současné přístupy v úloze detekce a lokalizace rubbingu.

3. Současný stav detekce a lokalizace rubbingu na parních turbínách

Projevy kontaktu mezi rotorem a statorem ve vibračních signálech byly popsány v předchozí kapitole. Jednalo se o vznik super a subharmonických složek spektra, o vznik rázů, o rotaci fázoru 1X a o změnu precese 1X. V dostupné literatuře je vznik těchto projevů ověřován na signálech získaných numerickou simulací modelu kontaktu rotor-stator (viz např. [7], [20]) nebo laboratorními experimenty (viz např. [17], [21], [22]). Několik článků pak pojednává také o detekci těchto projevů na reálných strojích, viz [23], [24].

A. Muszynska ve svých pracích [1] a [6] popisuje metodu úplného spektra a její využití pro detekci rubbingu. Úplné spektrum vychází z dekompozice orbity na určité frekvenci na dva opačně rotující fázory. Ze znalosti spekter dvou signálů, měřených vzájemně pod úhlem 90°, je možné snadno určit směry precese rotoru na různých frekvenčních složkách. Pokud se změní směr precese dominantní složky vibračního signálu z dopředné na zpětnou, jedná se při vyhodnocování rubbingu o důležitou informaci. Tato autorka dále v publikaci [17] popisuje projevy částečného a úplného rubbingu ve vibračních signálech změřených při experimentech na rotorovém standu. Vybuzení nové vlastní frekvence s dominantní amplitudou a zpětnou precesí, typický projev úplného rubbingu se zpětnou precesí, je na obrázku 3-1.

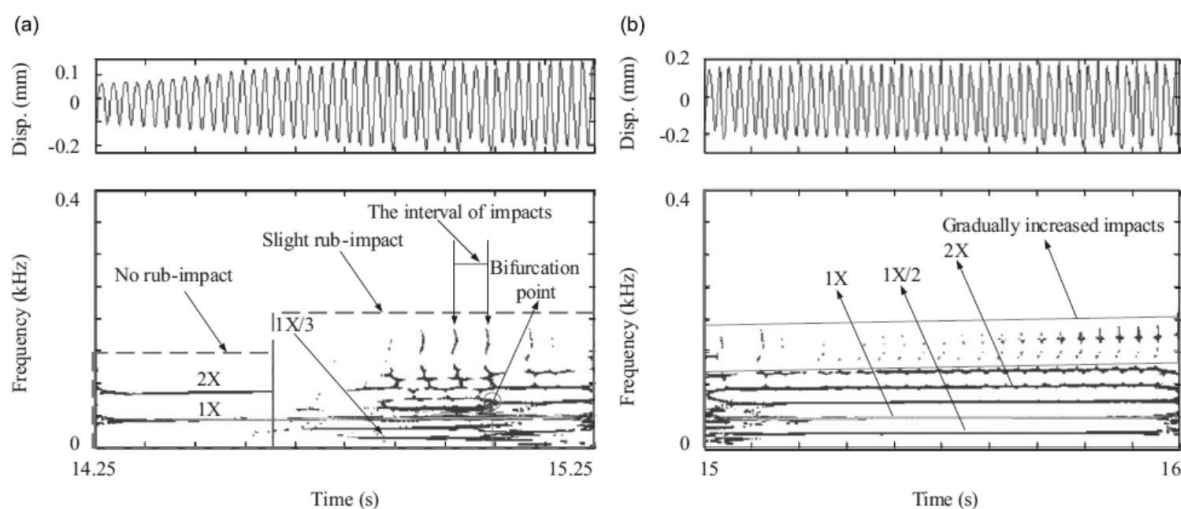


Obrázek 3-1: Detekce úplného rubbingu se zpětnou precesí, převzato z [17]

Velkou část odborné literatury se zaměřením na detekci rubbingu tvoří publikace, ve kterých autoři aplikují na vibrační signály různé typy časo-frekvenčních metod. Pomocí

nich se daří identifikovat různé příznaky vzniku rubbingu. Jelikož by výčet všech publikací byl obsáhlý, jsou zde zmíněny některé z nich, což nikterak nepopírá, že se tyto metody v současné době pro detekci rubbingu používají.

V publikaci [15] je popsána aplikace waveletové transformace pro detekci vzniku rázů ve vibračních signálech při rubbingu. Transformace je založena na Morletově waveletu. Autoři pro svou analýzu použili signály získané numerickým modelováním a také signály změřené na experimentálním standu. Při experimentech byl pro vyvolání kontaktu pohyb rotoru po celém obvodu omezen ucpávkami s různou vůlí, čímž bylo možné dosáhnout rubbing s různou intenzitou. Autoři publikací [25], [26] se zabývaly využitím modifikované verze waveletové transformace pro detekci částečného rubbingu. Ten vzniká kontaktem kovového šroubu a disku umístěného na rotující hřídeli. Autoři [26] přitom použili speciálně vyrobený rám, jehož vnitřní průměr byl jen o málo větší než průměr disku na hřídeli. Šroub byl zašroubován skrz rám tak, aby se v klidovém stavu nedotýkal disku. Podobný princip, avšak s možností použití až čtyř šroubů současně použili autoři článku [25]. Při přechodu přes kritické otáčky pak opakovaně docházelo k částečnému rubbingu. Pro detekci rázů vznikajících během periodicky se opakujících kontaktů mezi rotorem a kovovým šroubem použili autoři tzv. reassigned škálogramy, jejichž rozlišení v časo-frekvenční oblasti je lepší než u klasických škálogramů. Pomocí přepočtených škálogramů se podařilo odhalit, že naměřené signály obsahují kromě subhamornických složek také buzené vlastní frekvence. Ukázka použití této časo-frekvenční reprezentace vibračních signálů je na obrázku 3-2. V levé části obrázku je časový průběh signálu a jeho škálogram pro případ slabého kontaktu, v pravé části pak stejné grafy pro kontakt s vyšší intenzitou.

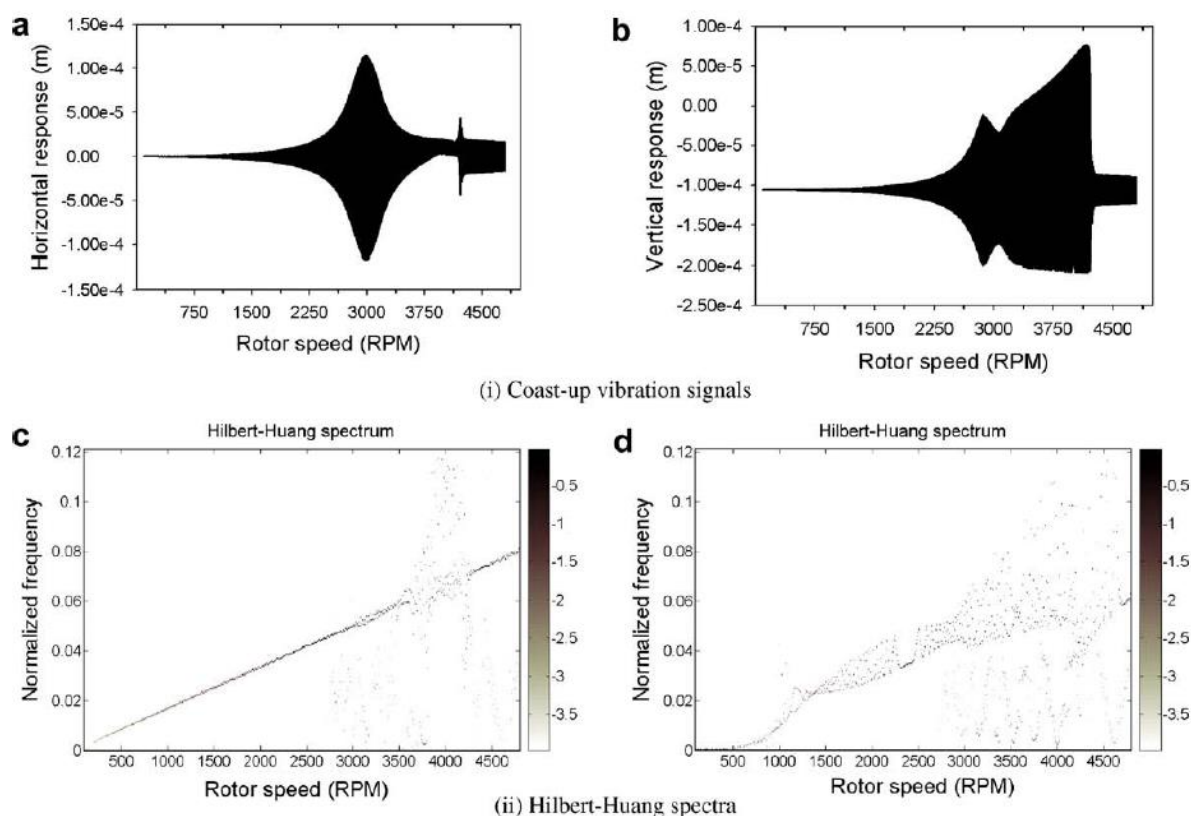


Obrázek 3-2: Ukázka použití reassigned škálogramů pro detekci částečného rubbingu, převzato z [26]

Mezi moderní metody časo-frekvenční analýzy patří metody založené na výpočtu okamžité amplitudy a frekvence. Z reálného monokomponentního signálu je možné s využitím Hilbertovy transformace vypočítat signál analytický, ze kterého je dále možné určit okamžité charakteristiky signálu. Problém nastává v případě signálů obsahujících více frekvenčních složek. Ty je potřeba pomocí vhodné metody rozložit na jednotlivé módy, kdy každému módu přísluší jedna okamžitá frekvence. V článku [27] je popsáno využití empirické modální dekompozice pro analýzu rázů vznikajících při kontaktu. Empirická

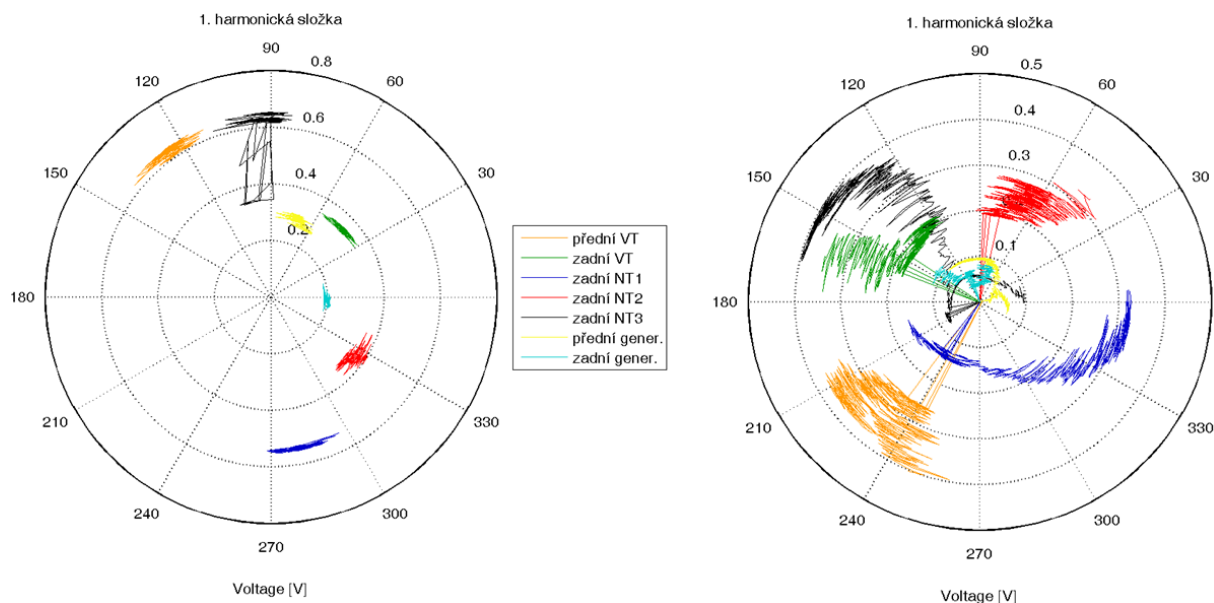
modální dekompozice je jednou z částí Hilbert-Huangovy transformace, viz [28]. Jedná se o iterační rozklad signálu do souboru tzv. vlastních modálních funkcí. Vlastní modální funkce obsahují vždy jen jednu frekvenční složku a pomocí Hilbertovy transformace lze pro každou vlastní modální funkci vypočítat okamžitou amplitudu a frekvenci.

Aplikace Hilbert-Huangovy transformace na vibrační signály s výskytem rubbingu je popsána v publikaci [12]. Autoři jako zdroj analyzovaných signálů používají numerickou simulaci modelu formálně shodného s modelem popsáním v předchozí kapitole. Takto získané signály zpracovávají pomocí Hilbert-Huangovy transformace. V horní části obrázku 3-3 jsou uvedeny příklady signálů získaných simulací a v dolní části jsou příslušná Hilbert-Huangova spektra. Zejména u zpracování signálu vertikálních vibrací je patrné buzení velkého množství frekvenčních složek. Aplikace této metody je však velice citlivá na analyzovaný signál, neboť zvýšená úroveň šumu a také větší počet frekvenčních složek signálu může ovlivnit proces empirické modální dekompozice.



Obrázek 3-3: Aplikace HHT pro detekci rubbingu, převzato z [12]

Při diagnostice rubbingu na parní turbíně nebo jiném rotačním stroji, se sleduje celková úroveň vibrací a také se sleduje, zda došlo k ohybu rotoru, na základě sledování změn amplitudy a fáze 1X. V levé části obrázku 3-4 jsou zobrazeny fáze 1X, vypočtené ze signálů relativních rotorových vibrací měřených na TG 1000 MW při provozu na otáčkách 3000 rpm. Při tomto provozu rubbing nenastal a tomu odpovídá také poloha fázorů 1X. V pravé části tohoto obrázku jsou zobrazeny fáze 1X ze stejného provozu pro případ, kdy kontakt mezi rotorem a statorem nastal. Nejvíce znatelná je změna polohy fázoru 1X u signálu měřeného na ložiskovém stojanu u zadní části NT1.

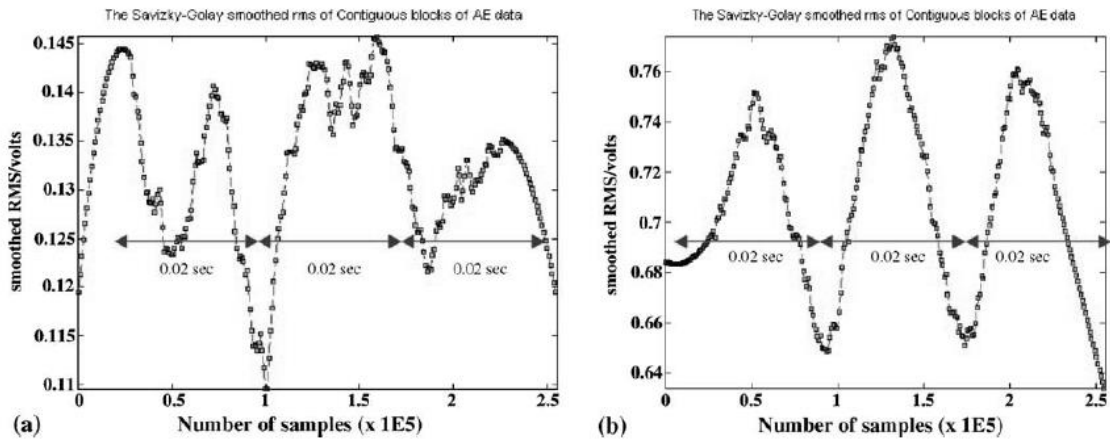


Obrázek 3-4: Detekce rubbingu na základě sledování vývoje fázoru 1X

Rotace fázoru 1X souvisí s ohybem rotoru vlivem nesymetrického teplotního pole v průřezu rotoru a je popsána v předchozí kapitole. Rubbing je však jen jednou z možných příčin ohybu rotoru a pouze na základě změny amplitudy a fáze 1X nelze spolehlivě stanovit, zda příčinou ohybu rotoru byl rubbing. U turbín, jejichž dodavatelem je Doosan Škoda Power, je ohyb rotoru při provozu na natáčedle, tj. při nízkých otáčkách, standardně monitorován pomocí měřicích karet MMS 6220 BD (Bending Detector). Tato karta zajišťuje měření a zpracování relativních rotorových vibrací. Zpracování signálů spočívá ve výpočtu amplitud a fází 1X, které jsou odhadnuty s použitím metody nejmenších čtverců. Expertním výpočtem je určena v komplexní rovině oblast přípustnosti, ve které se musí fázor 1X neohnutého rotoru vyskytovat, aby bylo možné bezpečně najet na provozní otáčky. Informaci o poloze fázoru 1X vzhledem k oblasti přípustnosti má k dispozici dispečer na velině.

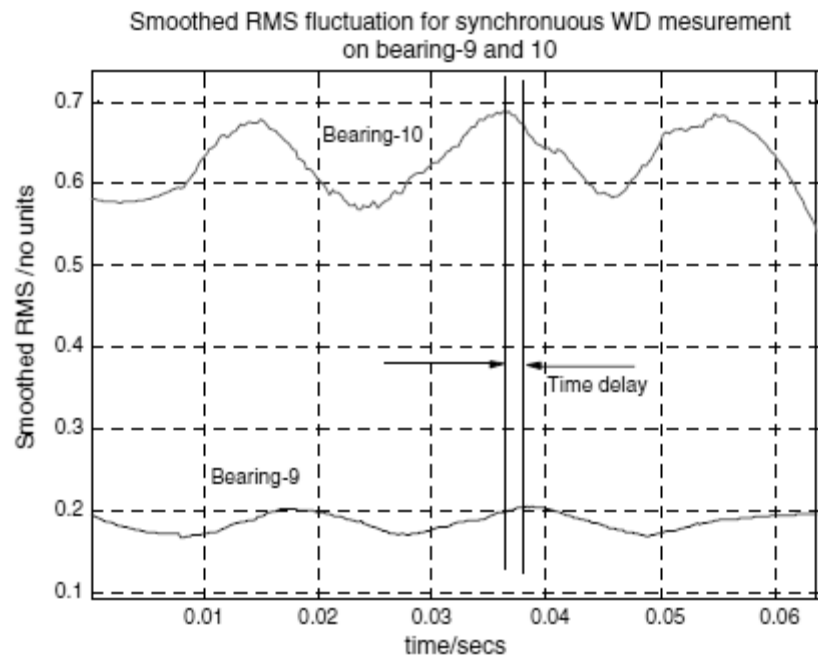
Zvláštní oblast tvoří výzkum a vývoj metod detekce a lokalizace rubbingu založený na měření akustické emise (AE), viz [23]. Zdrojem AE je v případě rubbingu tření mezi rotorovou a statorovou částí stroje. Autoři tohoto článku využili pro vyvolání rubbingu na experimentálním standu repliku části výseče labyrintové ucpávky, jaká se používá na reálných strojích. Speciální držák jim umožnil přitlačit ucpávku k rotoru se silou 46 N, až 141 N. Jednalo se tedy o experiment, kdy byla hřídel v kontaktu po celou otáčku. Při měření akustické emise ve frekvenčním pásmu 100 kHz až 1,2 MHz došli k závěru, že v takto měřeném signálu se úplný rubbing projevuje amplitudovou modulací měřeného signálu. Z takto měřeného signálu pak autoři vypočetli pomocí Savitsky-Golay filtru průběh vyhlazené RMS hodnoty. Ukázky průběhů vyhlazených RMS hodnot při úplném rubbingu je na obrázku 3-5.

Na základě průběhu vyhlazené RMS hodnoty pak bylo možné rozhodnout o vzniku rubbingu a také bylo možné při použití lineární lokalizace stanovit místo vzniku kontaktu. Navrženou metodu následně úspěšně použili pro lokalizaci rubbingu na reálném stroji.



Obrázek 3-5: Ukázky průběhů vyhlazených RMS hodnot při úplném rubbingu, převzato z [23]

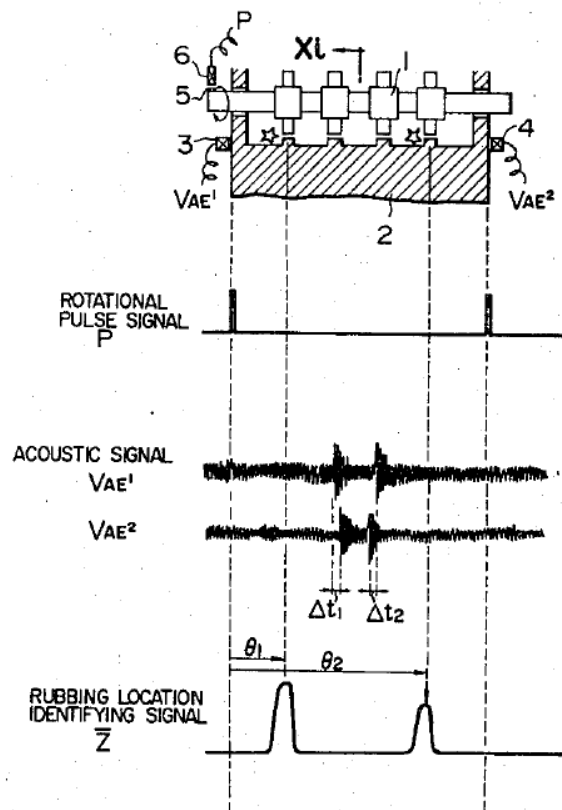
Amplitudová modulace změřených signálů AE měla téměř harmonický charakter a na základě časového posunu mezi vyhlazenými RMS hodnotami AE na sousedních ložiskových stojanech byla provedena lokalizace místa kontaktu (obr. 3-6). Při výpočtu místa kontaktu byla použita rychlost šíření napěťových vln 3000 m/s. Autoři zároveň zmiňují, že na reálném stroji, s komplikovanou konstrukcí, je určení rychlosti šíření vzruchu z místa kontaktu k místu měření velmi problematické. V [24] je dále zkoumáno šíření napěťových vln rotorem. Závěrem je, že signály akustické emise se spolehlivě šíří rotorem až do vzdálenosti 2 m.



Obrázek 3-6: Určení časového posuvu mezi vyhlazenými RMS hodnotami AE, převzato z [23].

Zde je nutné zmínit, že lokalizovat zdroj šíření nějaké události je možné z téměř každého jeho projevu v měřeném signálu. Liší se pouze rychlost šíření tohoto projevu od zdroje události. Rychlost použitá při výpočtu polohy zdroje události je ve velké míře také závislá na použité metodě zpracování signálu pro získání stanoveného projevu vzruchu v signálu.

V publikaci [29] je představena metoda lokalizace rubbingu, založená na modální analýze rotoru. Model kmitání rotoru je určen metodou konečných prvků a parametry modelu jsou voleny tak, aby výstupy z modelu co nejvíce odpovídaly reálně měřeným signálům. Místo kontaktu je pak určeno z vlastních tvarů kmitání rotoru. Jiná metoda detekce a lokalizace rubbingu byla v roce 2007 předložena v žádosti o patent v USA, viz [30]. Tato metoda je založena na měření teplot v tělese parní turbíny. Na základě porovnání aktuálních teplot s referenčními hodnotami je rozhodováno o vzniku rubbingu a podle čidla měřícího nejvyšší teplotu je usuzováno také o místě vzniku rubbingu. Popsaný způsob vyžaduje instalaci nových čidel při odstávce nebo před uvedením stroje do provozu. Další způsob detekce rubbingu byl patentován v USA v roce 2003 [31]. Uvedená metoda využívá pro detekci vzniku rubbingu signály z čidel absolutních vibrací ložiskových stojanů, teploty, tlaku, excentricity a výkonu stroje. Vyhodnocení signálů akustické emise a následná lokalizace místa kontaktu byly patentovány v USA v roce 1983, viz [32]. Principem metody je měření signálů akustické emise, které se šíří turbínou. Na základě určení časového posuvu v příchodu rázů pocházejících od kontaktu, v měřených signálech je na základě lineární lokalizace vypočteno pravděpodobné místo vzniku kontaktu, obrázek 3-7. Metoda pro určení časového posuvu mezi signály není v dokumentu specifikována.



Obrázek 3-7: Lokalizace místa rubbingu na základě měření AE, převzato z [32]

4. Návrh výchozích metod a postupů zpracování signálů v úloze detekce a lokalizace rubbingu

Ve druhé kapitole byly popsány projevy rubbingu ve vibračních signálech. Bylo ukázáno, že vlivem rubbingu dochází ke změně chování rotoru, zejména pak změnou frekvenčního obsahu vibračních signálů. V reálných aplikacích obvykle není možné sledovat tyto změny v časovém průběhu signálu, zejména v případě, kdy jsou tyto změny malé, a v signálu je zastoupen silný provozním šum. Z tohoto důvodu je nutné vibrační signály zpracovat vhodnou metodou, která umožní indikátory rubbingu odhalit. V této kapitole jsou popsány metody zpracování signálů, které jsou v práci dále používány a tvoří základ pro kapitoly 7 a 8, ve kterých jsou uvedeny hlavní výstupy této disertační práce.

Základní metodou zpracování signálů ve frekvenční oblasti je Fourierova transformace. Tato metoda je založena na rozkladu vstupního signálu pomocí báze harmonických funkcí, jehož výsledkem je rozložení amplitud a fází komponent signálu na jednotlivých frekvencích. Teorie Fourierovy transformace je uvedena například v publikacích [33] – [37]. V dalším textu se předpokládá znalost základních vlastností a pojmů, jako je například amplitudové spektrum a dále se předpokládá znalost diskrétní Fourierovy transformace. Pro analýzu nestacionárních signálů je vhodná metoda krátkodobé Fourierovy transformace (short time Fourier transform, STFT), která je založena na výpočtu Fourierovy transformace z krátkých úseků signálu. Tyto úseky vznikají vážením signálu vhodnou okénkovou funkcí. Speciálním případem STFT je Gaborova transformace, kdy je jako váhové okénko použita Gaussova funkce.

V kapitole 2.3.4 byly uvedeny vztahy pro výpočet složek dopředné a zpětné precese pro monokomponentní signál. Aplikace těchto vztahů na Fourierovy obrazy dvou signálů, měřených pod úhlem 90° vede na metodu úplného spektra. Tu lze použít pro sledování změn precese na určitých frekvenčních složkách, a také bude základem nové metody pro automatickou detekci částečného rubbingu. Současně je uvedeno jiné odvození vztahů pro úplné spektrum, které vychází z výpočtu Fourierovy transformace komplexního signálu.

Do odlišné kategorie metod zpracování signálů patří kepstrální analýza. Ta se používá zejména u zpracování řečových signálů, ale její využití je možné nalézt také u zpracování signálů vibrodiagnostických. Výpočet reálného kepstra spočívá ve výpočtu inverzní Fourierovy transformace logaritmu modulu Fourierova obrazu signálu. S uplatněním znalosti, že Fourierova transformace sudé reálné funkce je sudou reálnou funkcí, můžeme při výpočtu reálného kepstra zaměnit inverzní Fourierovu transformaci za přímou. Pomocí kepstra je tedy možné odhalit periodicity logaritmického amplitudového spektra signálu. Jak bude ukázáno dále, má tato metoda své uplatnění také pro výpočet spektrální obálky a také pro filtraci nesynchronních složek spektra.

Alternativní způsob výpočtu Fourierových koeficientů pro stanovené frekvence, založený na aproximaci signálu trigonometrickým polynomem, je uveden v poslední části této kapitoly. Jak bude ukázáno, na rozdíl od Fourierových řad nevyžaduje tento přístup v některých případech periodicitu analyzovaného signálu.

4.1 Odvození aproximace spojitě krátkodobé Fourierovy transformace pro potřeby precizní lokalizace kontaktu rotor/stator

Metody časo-frekvenční analýzy signálů slouží pro popis rozložení amplitudy (popř. energie) signálu v časové a frekvenční oblasti zároveň a umožňují sledovat změny rozložení v časové i frekvenční oblasti současně. Tyto reprezentace signálů se obecně označují zkratkou TFR (Time Frequency Representation), nebo TFD (Time Frequency Distribution), viz [38], [39], [40] a [41]. Základní metodou časo-frekvenčního zpracování signálů, obecně funkcí, je krátkodobá Fourierova transformace (STFT, Short Time Fourier Transform), která je definována vztahem

$$X(t, f) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau) w(\tau - t) e^{-j2\pi f\tau} d\tau, \quad (4.1)$$

kde $x(t)$ je analyzovaný signál a $w(t)$ je okénková funkce. Pomocí této funkce lze nestacionární signál rozdělit na krátké úseky, u kterých předpokládáme, že jsou stacionární. Každá okénková funkce musí splňovat podmínku

$$x(\tau)w(\tau - t) = \begin{cases} x(t), & \tau \approx t, \\ 0, & \tau \neq t. \end{cases} \quad (4.2)$$

V závislosti na délce okénkové funkce popisuje STFT více či méně lokální spektrální změny signálu. Pro výpočet amplitud signálu v časo-frekvenční oblasti definujeme amplitudový spektrogram

$$A(t, f) = \frac{2|X(t, f)|}{\int_{-\infty}^{\infty} w(\tau) d\tau}. \quad (4.3)$$

V předchozím vztahu uvažujeme pouze jednostranné spektrum a kompenzaci poklesu energie analyzovaného signálu v důsledku vážení okénkovou funkcí. Pro zobrazené spektrogramu se standardně používá reprezentace amplitud pomocí škály barev nebo 3D zobrazení.

Pro časo-frekvenční zpracování diskrétních signálů se standardně používá diskrétní STFT, viz [38]. Jestliže nebude uvedeno jinak, budeme předpokládat diskrétní signál s konečným počtem N vzorků, vzniklý vzorkováním spojitého signálu vzorkovací frekvencí f_s . Dále předpokládáme váhovou okénkovou funkci $w[n]$, dlouhou L vzorků. Obvykle se při implementaci DSTFT postupuje tak, že okénková funkce a komplexní exponenciála jsou stále vztaženy k počátku signálu a dochází k posunu pravoúhlého okénka $h[n]$, délky L podél signálu $x[n]$, čímž dochází k výběru požadovaného úseku signálu. Tento úsek se dále násobí okénkovou funkcí $w[n]$ a z tohoto součinu je vypočtena DFT.

Definice diskrétní STFT je následující:

$$X[l, k] = \frac{1}{L} \sum_{n=0}^{L-1} x[n + \Delta l] w[n] e^{-j \frac{2\pi k n}{L}}, \quad \begin{matrix} k=0,1,\dots,L-1 \\ l=0,1,\dots,\frac{N-L}{\Delta} \end{matrix} \quad (4.4)$$

Vzhledem k tomu, že počáteční fáze komplexní exponenciály není korigována vzhledem k počátku vybraného úseku signálu, je fáze signálu na dané frekvenci relativní vzhledem k počátku pravoúhlé okénkové funkce $h[n]$. Pro sledování vývoje počáteční fáze signálu v rámci jednotlivých okének by byla nutná následující korekce

$$X_{\phi}[l, k] = e^{-j \frac{2\pi k \Delta l}{L}} X[l, k]. \quad (4.5)$$

Předchozí vztah plyne z porovnání definice DSTFT dle (4.4) a z výrazu pro výpočet DSTFT vzniklého diskretizací (4.1).

Mezi indexy l a k a časovými a frekvenčními indexy t a f platí následující vztahy

$$t = \frac{\Delta \cdot l}{f_s}, \quad f = \frac{k \cdot f_s}{L}. \quad (4.6)$$

Speciálním případem krátkodobé Fourierovy transformace je Gaborova transformace ([42])

$$G(t, f) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau) e^{-\frac{(\tau-t)^2}{2\sigma^2}} e^{-j2\pi f \tau} d\tau. \quad (4.7)$$

Váhouvou funkcí je u Gaborovy transformace Gaussova funkce.

Nyní poukážeme na vliv okénkové funkce na rozlišení STFT v časové a frekvenční oblasti. S využitím konvolučního teorému, viz [37], lze definici STFT (4.1) přepsat do tvaru

$$X(t, f) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau) e^{-j2\pi f \tau} d\tau * \int_{-\infty}^{\infty} w(\tau - t) e^{-j2\pi f \tau} d\tau, \quad (4.8)$$

tedy

$$X(t, f) = X(f) * W(f) e^{-j2\pi f t}. \quad (4.9)$$

Pro konkrétní čas t je STFT konvolucí Fourierova obrazu signálu $x(t)$ a Fourierova obrazu okénkové funkce násobeného komplexní exponenciálou.



Obrázek 4-1: STFT jako filtrace ve frekvenční oblasti

Dále je uvedena alternativní podoba vztahu pro výpočet STFT. Zavedme novou okénkovou funkci

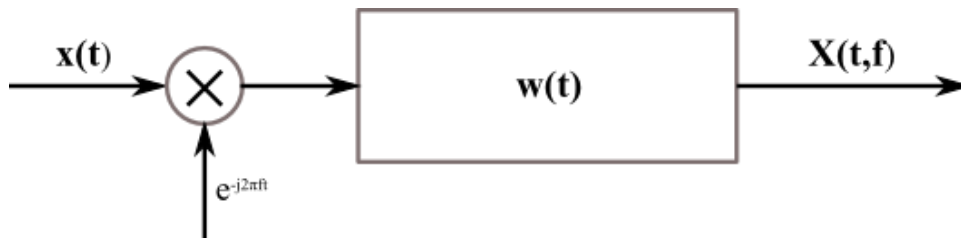
$$\bar{w}(t) = w(-t). \quad (4.10)$$

Vztah pro STFT je možné upravit do následující podoby

$$X(t, f) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau) \bar{w}(t - \tau) e^{-j2\pi f\tau} d\tau, \quad (4.11)$$

$$X(t, f) = [x(t) e^{-j2\pi ft}] * \bar{w}(t).$$

Pro konkrétní frekvenci f je STFT konvolucí signálu $x(t)$ násobeného komplexní exponenciálou a modifikované okénkové funkce.



Obrázek 4-2: STFT jako filtrace v časové oblasti

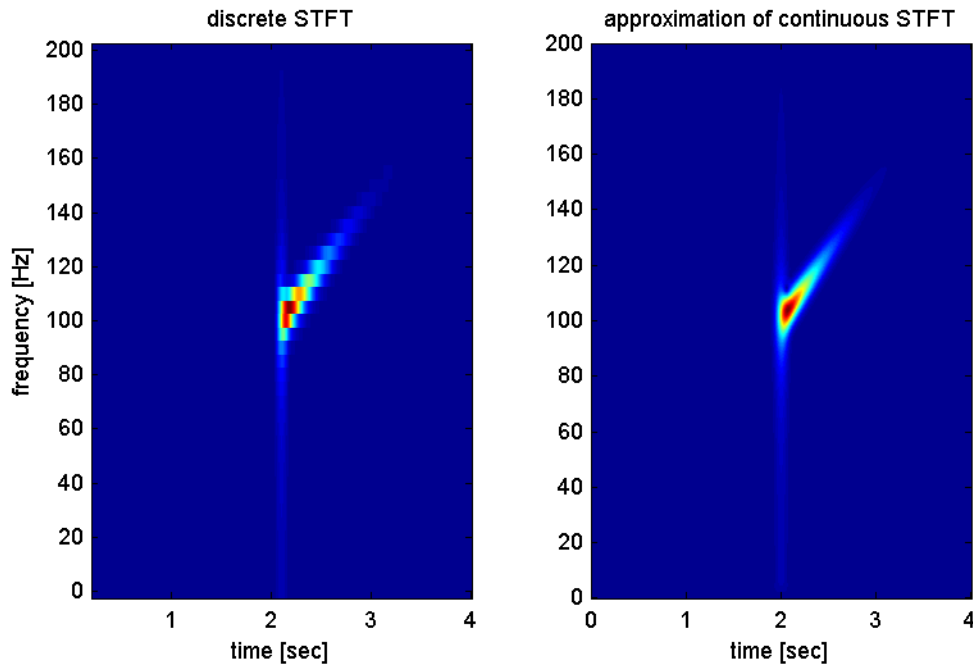
Jak bylo ukázáno je možné na STFT nahlížet jako na způsob filtrace analyzovaného signálu. Impulsní odezva filtru je spjata s okénkovou funkcí, či její Fourierovou transformací a určuje, jak je možné lokalizovat určitý projev signálu v časové nebo frekvenční oblasti. Omezení na dosažitelnou kvalitu TFR signálu jsou dána tzv. Heisenberg-Gaborovým principem neurčitosti, viz např. [39].

Vztahem (4.11) lze po diskretizaci konvoluce numericky aproximovat spojitou STFT diskretních signálů

$$X_a[l, k] = T_s \sum_{n=0}^{N-1} x[n] e^{-j\frac{2\pi kn}{N} h} [l - n]. \quad (4.12)$$

Pro efektivní výpočet diskretní konvoluce lze použít FFT. Koeficienty aproximace spojitě STFT mohou být vypočteny pro libovolnou hodnotu frekvence na rozdíl od diskretní STFT. Touto metodou je tedy možné přesněji popsat rozložení amplitud signálu v časofrekvenční oblasti, čehož se využívá při lokalizaci místa kontaktu.

Na obrázku 4-3 je pro ilustraci zobrazeno porovnání diskrétní a aproximace spojitě krátkodobé Fourierovy transformace pro exponenciálně tlumený signál s frekvencí rostoucí od 100 Hz do 200 Hz. Aproximace spojitě STFT vykazuje znatelně lepší schopnosti lokalizovat rozložení amplitudy signálu v časo-frekvenční oblasti, což je dáno tím, že pro rozdělení frekvenční osy neplatí omezení jako u diskrétní Fourierovy transformace.



Obrázek 4-3: Porovnání diskrétní a aproximace spojitě STFT

4.2 Určení precesních složek v signálech rubbingu s využitím úplného spektra

Ve druhé kapitole byly osvětleny pojmy orbita a precese rotoru. Zároveň byly pro monokomponentní signály s frekvencí ω uvedeny vztahy, pomocí kterých lze orbitu určenou z těchto signálů rozložit na součet dvou opačně rotujících vektorů. Z velikostí těchto vektorů je možné rozhodnout o směru precese rotoru na frekvenci ω . Precese rotoru je obvykle shodná se směrem jeho rotace. Je zcela běžné, že precese se mění při přechodu kritickými otáčkami stroje, kdy jsou vlastní frekvence rotoru ve vertikálním a horizontálním směru odlišné. Občas může nastat situace, kdy na jednom ložiskovém stojanu je precese opačná oproti precesi rotoru na druhém ložiskovém stojanu. Přesto je vhodné sledovat případné změny precese nebo změny zpětných složek precese, neboť ty mohou být způsobeny také působením třecích sil v důsledku rubbingu. Jestliže opustíme předpoklad monokomponentních signálů, pak je směr precese rotoru z velké části dán směry precesí na dominantních frekvenčních složkách signálů. Pro odvození vztahů pro určení složek dopředné a zpětné precese vyjdeme z Fourierovy transformace komplexního signálu

$$Z(f) = \int_{-\infty}^{\infty} (x(t) + jy(t)) e^{-j2\pi ft} dt, \quad (4.13)$$

kde signály $x(t)$ a $y(t)$ jsou měřeny dle obrázku 2-3. Tento vztah lze dále upravit

$$\begin{aligned} Z(f) &= \int_{-\infty}^{\infty} x(t)e^{-j2\pi ft} dt + j \int_{-\infty}^{\infty} y(t)e^{-j2\pi ft} dt = \\ &= X(f) + jY(f) = \\ &= |X(f)|e^{j\varphi_x(f)} + |Y(f)|e^{j\left(\varphi_y(f) + \frac{\pi}{2}\right)}. \end{aligned} \quad (4.14)$$

Pro amplitudové úplné spektrum dále platí

$$|Z(f)| = \sqrt{\left(|X(f)|\cos(\varphi_x(f)) + |Y(f)|\cos\left(\varphi_y(f) + \frac{\pi}{2}\right)\right)^2 + \dots} \\ \sqrt{\dots + \left(|X(f)|\sin(\varphi_x(f)) + |Y(f)|\sin\left(\varphi_y(f) + \frac{\pi}{2}\right)\right)^2}, \quad (4.15)$$

což lze dále upravit na tvar

$$|Z(f)| = \sqrt{|X(f)|^2 + |Y(f)|^2 + 2|X(f)||Y(f)|\sin(\varphi_x(f) - \varphi_y(f))}. \quad (4.16)$$

Vzhledem k tomu, že funkce sinus a fázová spektra jsou liché funkce lze psát

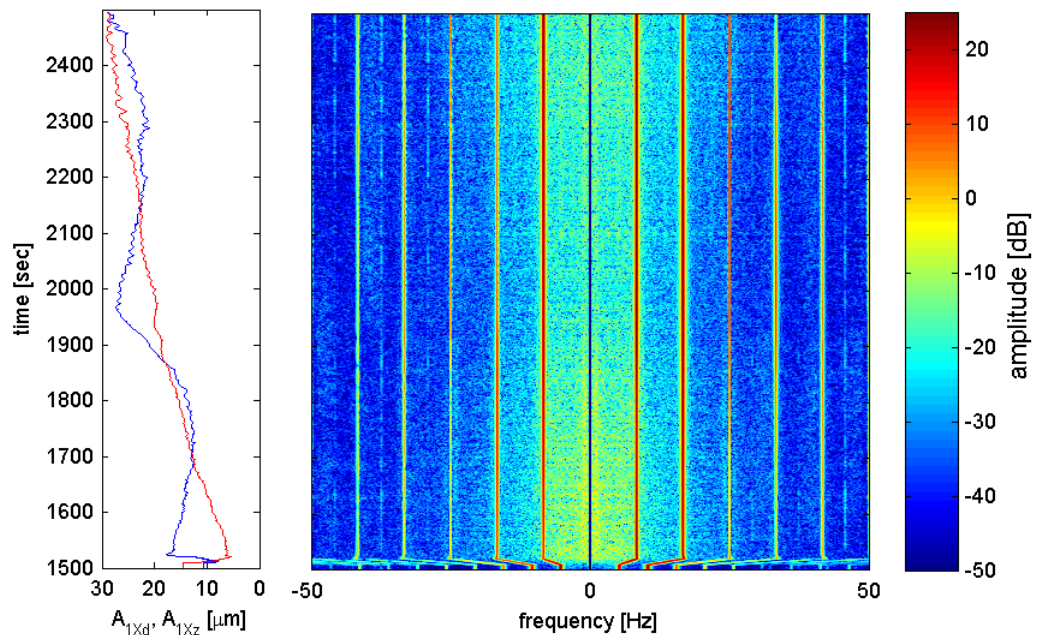
$$|Z(-f)| = \sqrt{|X(f)|^2 + |Y(f)|^2 - 2|X(f)||Y(f)|\sin(\varphi_x(f) - \varphi_y(f))}. \quad (4.17)$$

Při uvažování jednostranných amplitudových spekter signálů $x(t)$ a $y(t)$ získáme pro danou frekvenci f stejné vztahy jako (2.32). Z tohoto vidíme, že složky amplitudového spektra komplexního signálu (4.13) pro kladné či záporné frekvence, odpovídají amplitudám vektorů dopředné či zpětné precese dle kapitoly 2.3.4. Tyto vztahy jsou totožné se vztahy uvedenými v [6]. Spektrum komplexního signálu (4.13) se nazývá úplné spektrum.

Předpokládejme, že touto metodou budou analyzovány zejména nestacionární signály. Pak tedy můžeme rovnou uvést definici krátkodobého úplného spektrogramu:

$$A_f(t, f) = \frac{1}{2} \sqrt{A_x^2(t, f) + A_y^2(t, f) + 2A_x(t, f)A_y(t, f)\sin(\Phi_x(t, f) - \Phi_y(t, f))}, \quad (4.18)$$

kde $A_x(t, f)$, $A_y(t, f)$, $\Phi_x(t, f)$ a $\Phi_y(t, f)$ označují amplitudové a fázové spektrogramy signálů $x(t)$ a $y(t)$. Část úplného spektrogramu pro kladné frekvence představuje amplitudy složek dopředné precese na frekvencích f a část úplného spektra pro záporné frekvence představuje amplitudy složek záporné precese na frekvencích f .



Obrázek 4-4: Úplný spektrogram vibračních signálů

Na obrázku 4-4 je vykreslen úplný spektrogram dvojice vibračních signálů naměřených na rotoru na TG 80 MW. Toto grafické zobrazení je od spektrogramu poněkud odlišné.

Na x-ové ose je vynesena frekvence, jejíž hodnoty nabývají v levé polovině záporných hodnot a v pravé polovině kladných hodnot. Podobně jako u spektrogramu jsou na konkrétních frekvencích vyneseny body odpovídající amplitudám úplného spektra. Amplitudy v levé a pravé polovině na stejných frekvencích odpovídají velikostem dopředných a zpětných složek precese na dané frekvenci. To znamená, že můžeme nejen určit směr precese rotoru na dané frekvenci, ale zároveň můžeme sledovat změny směru této precese v čase. Nalevo od úplného spektrogramu je vykreslen časový průběh amplitudy dopředné (modrá) a zpětné (červená) složky precese první harmonické – otáčkové frekvence. První harmonická je ve většině případů ve spektru dominantní a určuje z velké části orbitu rotoru. Z grafu je patrné, že během daného provozu došlo dvakrát ke změně směru precese 1X. Další analýzou těchto signálů se ukázalo (kapitola 6), že během tohoto měření dlouhodobě docházelo k částečnému rubbingu.

4.3 Využití kepstra k určení obálky spektra a filtraci neharmonických složek v signálech rubbingu

Další ze známých metod zpracování signálů je výpočet kepstra, [43] a [44]. Jedná se o nelineární zpracování Fourierovy transformace analyzovaného signálu. Rozlišují se dva základní druhy kepster. Komplexní kepstrum je definováno předpisem

$$c(t) = F^{-1} \{ \ln [X(f)] \}. \quad (4.19)$$

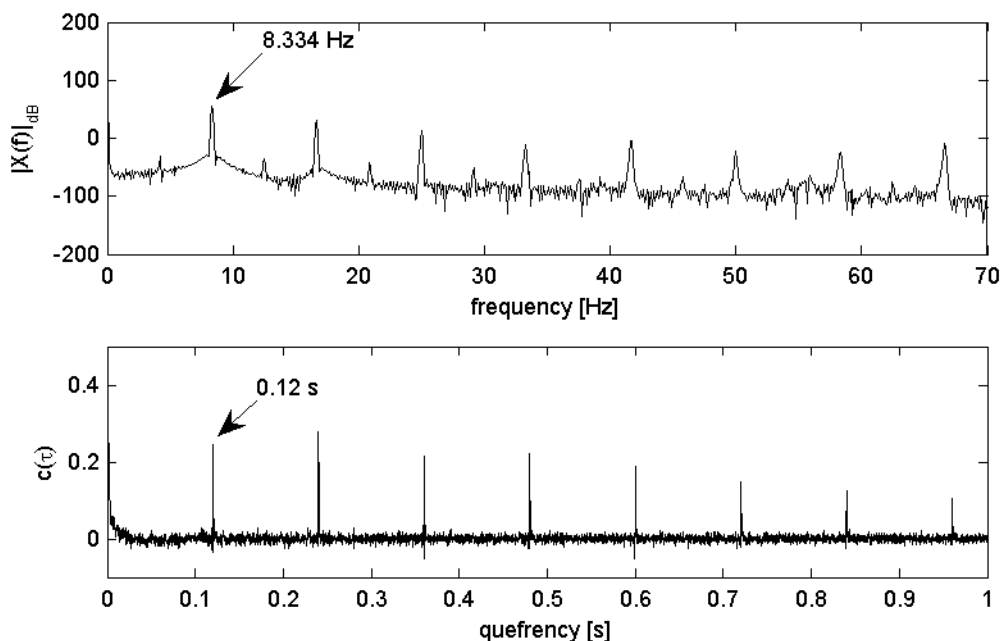
Naproti tomu reálné kepstrum je definováno vztahem

$$c(t) = F^{-1} \left\{ \ln \left[|X(f)| \right] \right\}, \quad (4.20)$$

kde F^{-1} označuje inverzní Fourierovu transformaci.

Název kepstrum (cepstrum) vznikl přesmyčkou písmen ve slově spektrum (spectrum). Nezávisle proměnnou veličinou kepra je kvefrence (quefrence) což je opět přesmyčka slova frekvence (frequency) a její jednotkou je [s]. I další pojmy, známé z klasické signálové analýzy, mají v keprální oblasti své ekvivalenty. Například filtrace (filtering) se v této oblasti nazývá liftrace (liftring), harmonická (harmonics) se nazývá rahmonická (rahmonics). Podle toho zda je funkce logaritmus aplikována na amplitudové nebo výkonové spektrum, se také v označení kepra používá příslušný přívlastek. Na rozdíl od výpočtu reálného kepra se u kepra komplexního zohledňuje při výpočtu také fázové spektrum signálu. V publikaci [45] je dále definováno diferenciální kepstrum. V této práci se omezíme na reálná amplitudová kepra.

Pro reálné signály je argument logaritmu rovnice (4.20) je sudá reálná funkce a místo inverzní Fourierovy transformace lze použít transformaci přímou, [44]. Po této obměně je patrné, že kepstrum může sloužit k posouzení periodicity spektra. V horní části obrázku 4-5 je zobrazen průběh amplitudového spektra signálu naměřeného na 80 MW turbíně při otáčkách hřídele 500 ot/min.



Obrázek 4-5: Amplitudové spektrum a reálné kepstrum signálu

Základní frekvence vibračního signálu je 8.334 Hz a spektrum obsahuje kromě první harmonické také její celočíselné násobky (spektrum je tedy periodické s touto frekvencí). V dolní části obrázku je vykreslen průběh reálného kepra. Na kvefrence $1/8.334$ s dosahuje kepstrum lokálního maxima a vidíme, že je také periodické. V publikaci [44] je periodicita kepra zdůvodněna podobností definice kepra a korelační funkce. Periodicitu

kepstra je možné zdůvodnit také tím, že se snažíme rozložit neharmonickou funkci, kterou logaritmus amplitudového spektra zcela jistě je, pomocí báze harmonických funkcí.

Velmi často se v reálných aplikacích setkáváme s tím, že měřený signál vznikl konvolucí původního signálu a impulsní charakteristiky přenosové cesty od zdroje měření ke snímači. To je běžné například u řečových signálů, kdy řečový signál $y(t)$ vzniká konvolucí budicího signálu $u(t)$ a impulsní odezvy hlasového traktu $h(t)$. Fourierova transformace konvoluce signálů je rovna součinu Fourierových obrazů daných signálů. Aplikací logaritmu se tento součin dále převádí na součet, výsledné kepstrum je dáno součtem kepster signálů vystupujících v konvolutorním integrálu.

$$y(t) = u(t) * h(t), \quad (4.21)$$

$$Y(f) = U(f) \cdot H(f), \quad (4.22)$$

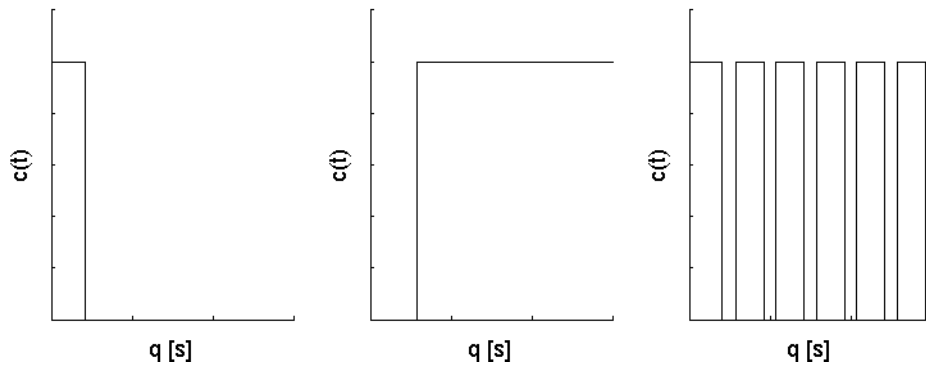
$$c(t) = F^{-1}(\ln[U(f)]) + F^{-1}(\ln[H(f)]) \quad (4.23)$$

V dalších částech této kapitoly jsou uvedeny způsoby filtrace spektra s využitím liftrace kepstra.

4.3.1 Liftrace kepstra

Jedním z nových pojmů, zavedených spolu s pojmem kepstrum, je pojem liftrace. Stejně jako je tomu u pojmu kepstrum, vzniklo i slovo liftrace přesmyčkou prvním 4 písmen u slova filtrace. Liftrací se rozumí váhování jednotlivých kepstrálních koeficientů určitou váhovou funkcí, které se říká liftr, viz [43]. V literatuře se často používají pojmy jako liftrování nebo vážení kepstra, a liftrované nebo vyhlazené spektrum, tzn. že tedy výsledkem liftrace (vážení) kepstra je liftrované spektrum. Aby nedocházelo ke zbytečnému zaměňování pojmů, budou v této práci používány zejména pojmy vážené kepstrum a liftrované spektrum.

Vážení kepstra je založeno na podobném principu jako filtrace časových signálů. Jednou z možností, jak filtrovat časový signál je, že požadované frekvenční složky ve spektru signálu ponecháme a nežádoucí složky potlačíme. Inverzní Fourierovou transformací takto upraveného spektra (původní spektrum \times vhodná váhová funkce) získáme filtrovaný signál, ve kterém jsou zastoupeny pouze požadované frekvenční složky. Stejným způsobem je možné získat také tzv. liftrované spektrum. Vážením kepstra signálu vhodnou váhovou funkcí, tj. potlačením nežádoucích kepstrálních koeficientů, lze získat liftrované spektrum. Základní způsoby vážení kepstra pak spočívají v použití váhové funkce, která potlačí vysoko-kvelfrenční kepstrální koeficienty, v použití váhové funkce, která naopak potlačí nízko-kvelfrenční kepstrální koeficienty, anebo v použití tzv. notch filtru, resp. comb filtru (viz. [36]), který potlačí pouze určité kvelfrenční koeficienty (například ty související se základní kvelfrencí), obrázek 4-6.



Obrázek 4-6: Základní typy váhových funkcí pro liftraci spektra

Definujme vážené kepstrum

$$c_w(t) = c(t)w(t), \quad (4.24)$$

kde váhová funkce $w(t)$ představuje amplitudovou charakteristiku kvefrenčního liftru. Z váženého kepstra je možné vypočítat liftrované spektrum, podle vztahu

$$\ln(|X_l(f)|) = F(c_w(t)) \quad (4.25)$$

tedy

$$\ln(|X_l(f)|) = F(c(t)) * F(w(t)) \quad (4.26)$$

Dosadíme-li do předchozího vztahu za $c(t)$ vztah (4.20) pak získáme

$$\ln(|X_l(f)|) = \ln(|X(f)|) * F(w(t)) \quad (4.27)$$

Liftrace logaritmického spektra tedy spočívá v konvoluci logaritmického amplitudového spektra a Fourierovy transformace váhové funkce. V kapitole 7 je tato vlastnost uplatněna při filtraci nehamornických složek signálu.

4.3.2 Spektrální obálka

U frekvenční analýzy jsou nízkofrekvenční složky spojeny s pomalu se měnícími komponentami signálu (signály s malou periodou). Vysokofrekvenční složky pak odpovídají rychle se měnícím komponentám signálu. Jelikož jsou spektrum signálu a jeho kepstrum spojeny Fourierovou transformací, platí tyto vztahy i zde. Nízko-kvefrenční složky kepstra tedy korespondují s pomalými změnami logaritmického spektra, se spektrální obálkou. Pro výpočet spektrální obálky je nutné zachovat kepstrum pouze na nízkých kvefrencích a zbylé složky potlačit. Toho lze dosáhnout vážením kepstra vhodnou váhovou funkcí, která požadované nízko-kvefrenční složky kepstra zachová a zbylé složky potlačí.

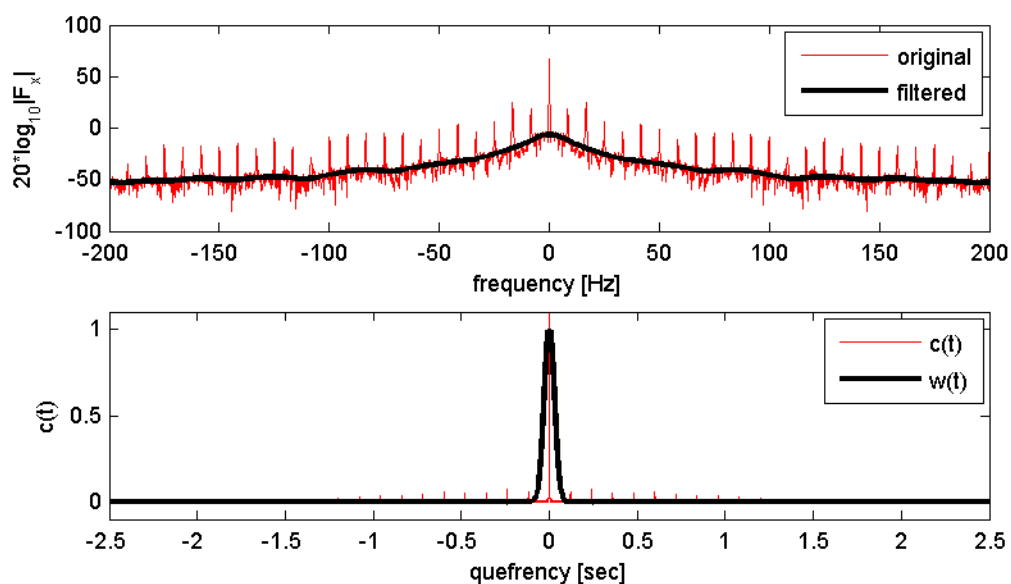
Jedním z možných typů váhových funkcí je Gaussova funkce:

$$w(t) = e^{-\frac{t^2}{2\sigma_w^2}}. \quad (4.28)$$

Parametr σ_w určuje směrodatnou odchylku Gaussovy funkce. Je však možné volit i jiné váhové funkce. Vhodnými kandidáty na váhovou funkci jsou vyšší sudé mocniny Gaussovy funkce. Ukázka spektrální lífrace je na obrázku 4-7. Pro větší názornost jsou spektrum, resp. kepstrum zobrazeno jako oboustranné, tj. pro kladné i záporné frekvence, resp. kvefrencce. V horní části obrázku je červenou barvou zobrazeno oboustranné logaritmické amplitudové spektrum signálu relativních rotorových vibrací změřených na parní turbíně. Délka analyzovaného signálu je 5 s a před výpočtem DFT byl signál vynásoben okénkovou funkcí typu Hanning, přičemž byl kompenzován pokles energie signálu. Signál byl změřen při provozu turbíny při otáčkách 500 rpm. Kromě první harmonické s frekvencí 8,334 Hz je možné ve spektru pozorovat také vyšší harmonické. V dolní části obrázku je červenou barvou zobrazen průběh reálného kepstra signálu. Dále je v dolní části černou barvou zobrazen průběh váhové funkce $w(t)$. Vzhledem k hodnotě otáčkové frekvence byla zvolena váhová funkce:

$$w(t) = e^{-\frac{t^2}{0,04^2}}. \quad (4.29)$$

V horní části obrázku 4-7 je černou barvou zobrazeno logaritmické líftrované spektrum, vypočtené podle vztahu (4.25). Jak je patrné z obrázku, spektrální obálka popisuje pouze pomalé změny spektra, což bylo cílem této lífrace. Míra vyhlazení spektra závisí na parametru σ_w Gaussovy funkce. Využití výpočtu spektrální obálky k normování úplného spektra za účelem detekce částečného rubbingu je uvedeno v kapitole 7.



Obrázek 4-7: Výpočet spektrální obálky

Výše uvedené vztahy pro výpočet kepstra platí pro zpracování spojitého signálu. Analogicky jako u Fourierovy transformace je nutné pro číslicové zpracování vzorkovaných signálů použít diskretní kepstrum. Formálně se jedná o nahrazení spojité Fourierovy transformace DFT. Maximální kvefrence, pro kterou lze určit kepstrum diskretního signálu je dána vztahem

$$\tau_{\max} = \frac{N}{2f_s}, \quad (4.30)$$

kde N je počet vzorků v signálu a f_s označuje vzorkovací frekvenci.

4.4 Alternativní způsob harmonické analýzy s využitím odhadu parametrů signálu ve smyslu metody nejmenších čtverců

Jak bylo ukázáno v předchozích kapitolách, pro úlohu diagnostiky vzniku kontaktu mezi rotující a stacionární částí stroje jsou velmi důležité frekvenční vlastnosti vibračního signálu. Doposud byla k popisu frekvenčních vlastností signálu používána výhradně Fourierova transformace. Předpokladem pro korektní použití DFT pro odhad koeficientů spektra je periodicitu analyzovaného signálu. U rotačních strojů je frekvence jejich kmitání odvozena od otáčkové frekvence, což je dáno tím, že hlavním zdrojem buzení těchto strojů je odstředivá síla, jejíž frekvence je rovna otáčkové frekvenci stroje. Tato frekvence je známa například z měření a vyhodnocení signálu fázové značky. Pro výpočet amplitud a fází složek vibrací stroje na frekvencích odvozených od otáčkové frekvence je možné kromě DFT použít metodu založenou na aproximaci signálu trigonometrickým polynomem. Výpočet koeficientů tohoto polynomu však nevychází z Euler-Fourierových vztahů pro koeficienty Fourierovy řady, ale je založen na minimalizaci kvadratického kritéria a odhadu parametrů ve smyslu nejmenších čtverců, [46]. Jak bude dále ukázáno, pro získání korektních výsledků nemusí být v signálu nutně zahrnut celočíselný počet period harmonického signálu. Tato metoda byla popsána v [47]. Předpokládejme, že signál $x(t)$ je harmonický

$$x(t) = A \cos(2\pi ft + \varphi), \quad (4.31)$$

kde je známa pouze frekvence f . Předchozí vztah můžeme dále upravit

$$\begin{aligned} x(t) &= A \cos(\varphi) \cos(2\pi ft) - A \sin(\varphi) \sin(2\pi ft) = \\ &= A_c \cos(2\pi ft) - A_s \sin(2\pi ft). \end{aligned} \quad (4.32)$$

kde A_c , resp. A_s , označuje amplitudu kosinové, resp. sinové, složky signálu.

Pro amplitudu a počáteční fázi signálu platí

$$\begin{aligned} A &= \sqrt{A_s^2 + A_c^2}, \\ \varphi &= \arctg\left(\frac{A_s}{A_c}\right). \end{aligned} \quad (4.33)$$

Vztah (4.32) můžeme zapsat ve tvaru

$$x(t) = \rho^T(t)\Theta, \quad (4.34)$$

kde ρ je vektor regresorů² a Θ je vektor parametrů a pro tyto vektory platí

$$\rho(t) = \begin{bmatrix} \cos(2\pi ft) \\ -\sin(2\pi ft) \end{bmatrix}, \quad \Theta = \begin{bmatrix} A_c \\ A_s \end{bmatrix}. \quad (4.35)$$

Nahradíme nyní vektor parametrů Θ jeho odhadem. Předchozí rovnici můžeme přepsat

$$x(t) = \rho^T \hat{\Theta} + e(t), \quad (4.36)$$

kde $\hat{\Theta}$ je odhad vektoru parametrů a $e(t)$ je chyba odhadu neboli residuum. Dále necht' je signál diskrétní a je definován v N časových okamžicích. V tom případě rovnice (4.36) přechází do tvaru

$$X = R\hat{\Theta} + E, \quad (4.37)$$

kde

$$X = \begin{bmatrix} x(t_1) \\ x(t_2) \\ \vdots \\ x(t_N) \end{bmatrix}, \quad R = \begin{bmatrix} \cos(2\pi ft_1) & -\sin(2\pi ft_1) \\ \cos(2\pi ft_2) & -\sin(2\pi ft_2) \\ \vdots & \vdots \\ \cos(2\pi ft_N) & -\sin(2\pi ft_N) \end{bmatrix}, \quad E = \begin{bmatrix} e(t_1) \\ e(t_2) \\ \vdots \\ e(t_N) \end{bmatrix}. \quad (4.38)$$

Odhad parametrů je určen minimalizací kvadratické kriteriální funkce

$$J(\Theta) = E^T E, \quad (4.39)$$

a tedy

$$\hat{\Theta} = \arg \min_{\Theta} J(\Theta). \quad (4.40)$$

² Je zvykem označovat vektor regresorů řeckým písmenem φ . V této práci by to však mohlo vést k záměně s fází signálu.

Odhad ve smyslu nejmenších čtverců je poté dán ([46])

$$\hat{\Theta} = (R^T R)^{-1} R^T X. \quad (4.41)$$

Určeme tedy odhad parametrů dle vztahu (4.41) pro signál popsany (4.34).
Matice $R^T R$ je dána

$$R^T R = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi f t_k) & -\sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) \\ -\sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) & \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi f t_k) \end{bmatrix}. \quad (4.42)$$

Matici inverzní k $R^T R$ určíme pomocí determinantu matice a matice adjungované

$$(R^T R)^{-1} = \frac{\text{adj} R^T R}{\det R^T R}, \quad (4.43)$$

tedy

$$(R^T R)^{-1} = \frac{\begin{bmatrix} \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi f t_k) & \sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) \\ \sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) & \sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi f t_k) \end{bmatrix}}{\sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi f t_k) \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi f t_k) - \left(\sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) \right)^2}. \quad (4.44)$$

Pro matici $R^T X$ platí

$$R^T X = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) x(t_k) \\ -\sum_{k=1}^N \sin(2\pi f t_k) x(t_k) \end{bmatrix}. \quad (4.45)$$

Po dosazení za X z (4.38) lze předchozí vztah nahradit

$$R^T Y = \begin{bmatrix} A_c \sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi f t_k) - A_s \sum_{k=1}^N \cos(2\pi f t_k) \sin(2\pi f t_k) \\ -A_c \sum_{k=1}^N \sin(2\pi f t_k) \cos(2\pi f t_k) + A_s \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi f t_k) \end{bmatrix}. \quad (4.46)$$

Násobením (4.44) a (4.46) získáme vztah pro odhad parametrů

$$\hat{\Theta} = \frac{\begin{bmatrix} A_c \sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi ft_k) \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi ft_k) - A_c \left(\sum_{k=1}^N \cos(2\pi ft_k) \sin(2\pi ft_k) \right)^2 \\ A_s \sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi ft_k) \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi ft_k) - A_s \left(\sum_{k=1}^N \cos(2\pi ft_k) \sin(2\pi ft_k) \right)^2 \end{bmatrix}}{\sum_{k=1}^N \cos^2(2\pi ft_k) \sum_{k=1}^N \sin^2(2\pi ft_k) - \left(\sum_{k=1}^N \cos(2\pi ft_k) \sin(2\pi ft_k) \right)^2} = \begin{bmatrix} A_c \\ A_s \end{bmatrix} \quad (4.47)$$

Odhad parametrů je tedy nestranný ([46]), nezávisle na počtu vzorků N v signálu. Toto je zásadní rozdíl oproti vztahům pro DFT, kde je podmínkou periodicitu analyzovaného signálu, viz [37]. Předchozí vztahy lze rozšířit také pro odhad parametrů více harmonických složek signálu.

Obecně se signály skládají z více periodických a neperiodických složek. Rovnici signálu (4.36) lze nahradit rovnicí

$$x(t) = \rho^T \hat{\Theta} + x_n(t) + e, \quad (4.48)$$

kde první část za rovnítkem představuje model signálu a $x_n(t)$ reprezentuje nemodelované složky signálu. Vztah pro odhad parametrů lze poté zapsat ve tvaru

$$\hat{\Theta} = (R^T R)^{-1} R^T X - (R^T R)^{-1} R^T X_n. \quad (4.49)$$

Chyba odhadu je dána druhým členem pravé strany předchozího vztahu.

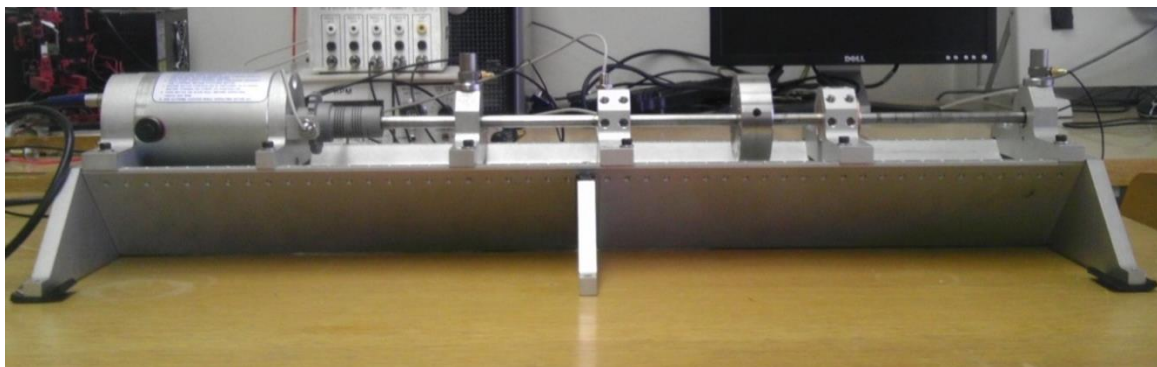
Ze vztahů (4.41) a (4.49) vyplývá, že přesnost odhadu parametrů je závislá na volbě regresorů, tzn. je nutná jistá apriorní informace o modelu signálu. Tou je v tomto případě frekvence harmonických funkcí ve vektoru či matici regresorů. Při měnících se parametrech je vhodné přistoupit k odhadu parametrů z „krátkodobého“ hlediska, podobně jako u STFT, a odhadovat parametry postupně z krátkých úseků signálu.

Kromě tohoto zpracování signálu po dávkách je možné počítat odhady neznámých parametrů rekurzivně, ([46]). Jednou z metod rekurzivního odhadu v čase proměnných parametrů je metoda nejmenších čtverců s exponenciálním zapomináním.

5. Klíčové experimenty ve studiu indikátorů rubbingu s využitím rotorového standu RK4

Za účelem studia projevů rubbingu byla autorem této práce provedena série experimentů na rotorovém standu RK4 od firmy Bently Nevada. Tyto experimenty pomohly objasnit chování rotoru během rubbingu a jejich výsledky byly přímo aplikovány pro detekci a lokalizaci rubbingu na turbosoustrojích. Zcela běžně se pro vyvolání rubbingu používá kovový šroub, kterým se vymezení prostor pro kmitání rotoru. Při těchto měřeních byly pro vyvolání rubbingu použity teflonová a měděná ucpávka, která umožňovala vznik rubbingu ve všech směrech. Stejný přístup byl použit v [17]. V průběhu experimentů se několikrát podařilo vyvolat jak částečný rubbingu, tak také úplný rubbing se zpětnou precesí.

Stand RK4 je tvořen hřídelí s délkou 0,56 m a průměrem 0,01 m, která je uchycena v mosazných kluzných ložiskách. Uprostřed hřídele je uchycen kovový disk s hmotností 0,8 kg, který reprezentuje hmotu (ideálně nehmotné) hřídele. Pohonem experimentálního standu je motor s výkonem 75 W s rozsahem otáček od 0 do 10000 ot/min. Celé zařízení je uloženo v masivním rámu. K tomuto rámu lze pomocí objímek připevňovat další periferie, například snímače vibrací nebo již zmíněnou teflonovou ucpávku. Fotografie rotorového standu je na obrázku 5-1.



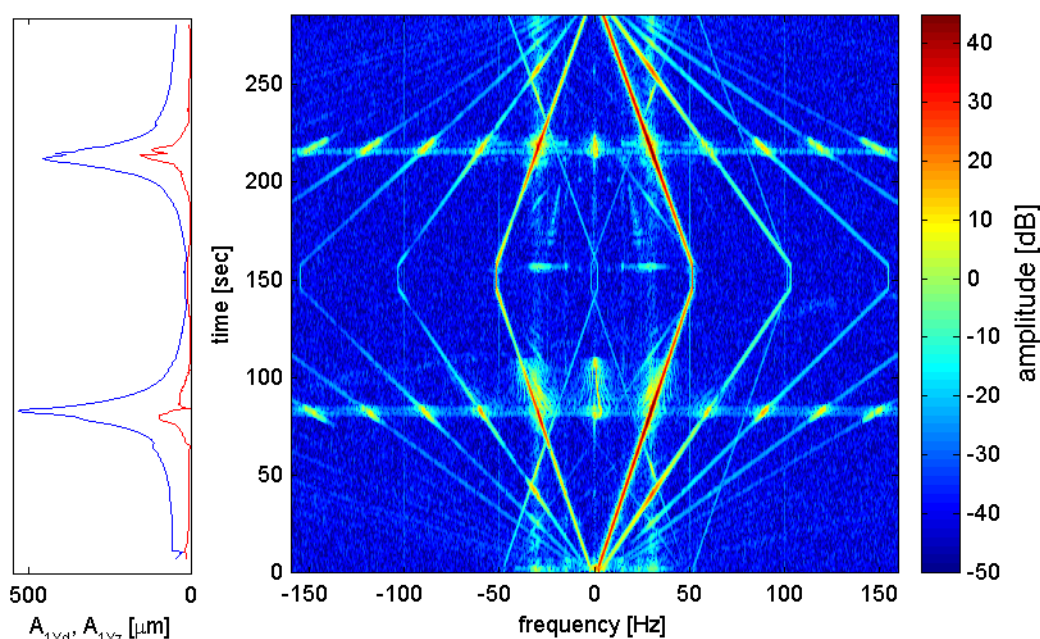
Obrázek 5-1: Experimentální rotorový stand RK4

Vibrace rotoru byly měřeny ve dvou kolmých směrech pomocí snímačů na bázi vířivých proudů 3300NSv, dodávaných firmou Bently Nevada. Stejný typ snímačů byl použit pro měření otáček rotoru a také pro měření úhlového natočení pro regulátor otáček. Pro snímání signálů byla použita měřicí karta DAQCard-6024E od firmy National Instruments. Tato karta byla pomocí SCSI kabelu spojena s konektorovým blokem SCB-68, na který byly přivedeny výstupy ze snímačů.

V programu Matlab byla implementována grafická uživatelská aplikace umožňující archivaci měřených dat a také jejich následnou analýzu.

5.1 Indikátory rubbingu v signálech relativních rotorových vibrací

Nejprve byla experimentálně identifikována rezonanční frekvence hřídele s diskem. Byly změřeny vibrace rotoru při nájezdu a dojezdu otáček z 0 na 3600 ot/min. Z průběhu měřených vibrací byla identifikována vlastní frekvence systému, která se nacházela v oblasti přibližně 1800 ot/min - určeno z maxima vibrací hřídele. Hřídel rotorového standu nebyla před započítím experimentů vyvažována. Poté byla ke standu připevněna teflonová ucpávka. V další fázi byly měřeny vibrace rotoru při nájezdu a dojezdu otáček (0-3000-0 ot/min) s různými hmotnostmi nevyvážku. Nevývažek o známé hmotnosti byl vešroubován na poloměru 3 cm do disku, ve kterém jsou pro tyto potřeby vytvořeny s odstupem 5° otvory se závitem. Kromě vlivu nevyvážku na vznik rubbingu byl zkoumán také vliv polohy ucpávky vzhledem k disku, přičemž výchozí poloha byla 120 mm vlevo od disku. Vnitřní poloměr ucpávky byl 10,5 mm. V [17] je uvedeno, že podmínkou pro vznik úplného rubbingu se zpětnou precesí je, aby poměr poloměru hřídele a vůle mezi rotorem a ucpávkou byl v rozsahu 10-40. Pro tento případ byl poměr 20 a předpoklad pro vybuzení úplného rubbingu se zpětnou precesí byl splněn.

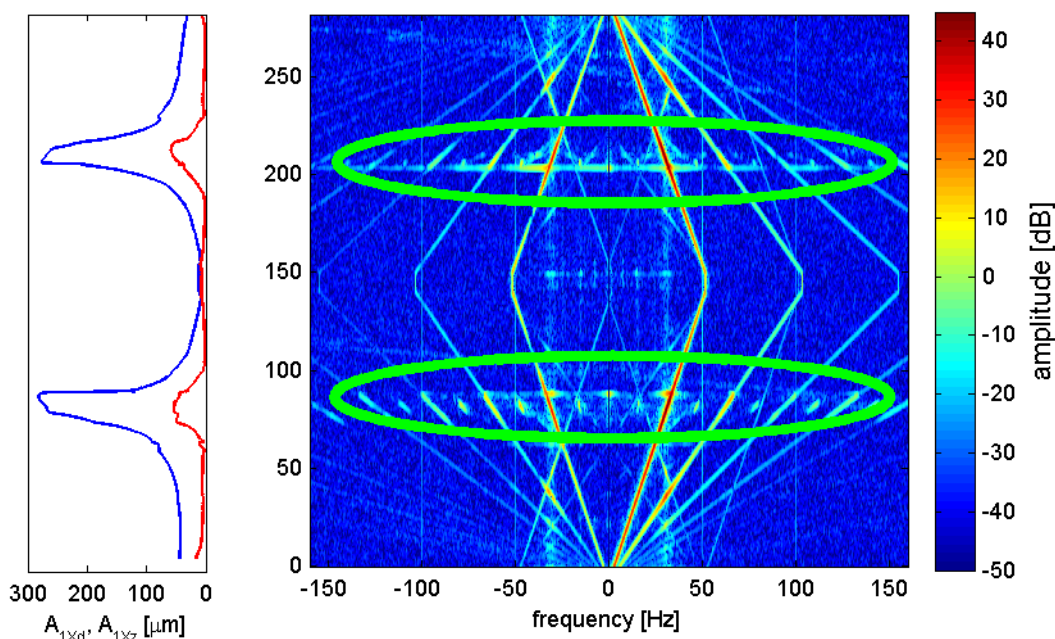


Obrázek 5-2: Úplný spektrogram a průběh dopředné a zpětné složky 1X při nájezdu a dojezdu otáček rotoru bez ucpávky

Na obrázku 5-2 je vykreslen úplný spektrogram vypočtený z vibračních signálů změřených při nájezdu a dojezdu otáček rotoru bez ucpávky. Pro výpočet diskretní krátkodobé Fourierovy transformace byla použita Hanningova okénková funkce s délkou 5 s. Překryv jednotlivých úseků signálu byl 90%. Stejné nastavení STFT bylo použito i pro zpracování dalších signálů.

Jelikož nedocházelo ke kontaktu a hlavní silou působící na rotor byla odstředivá síla od nevyvážku disku, byla dominantní složkou spektra první harmonická. Můžeme si povšimnout, že větších amplitud dosahovala tato složka v pravé polovině úplného

spektrogramu, z čehož plyne, že směr precese rotoru byl shodný se směrem jeho rotace. To je znázorněno v levé části obrázku, kde je modrou barvou vykreslena amplituda dopředné části precese 1X a červenou barvou je vykreslena amplituda zpětné části precese 1X. Tyto veličiny byly vypočteny kombinací metody odhadu harmonických složek signálu ve smyslu nejmenších čtverců a vztahů (2.32). Výpočet probíhal z 30-ti period signálu a jednotlivé segmenty byly z 80% překrývány. Z obou obrázků je dobře patrná oblast kritických otáček.

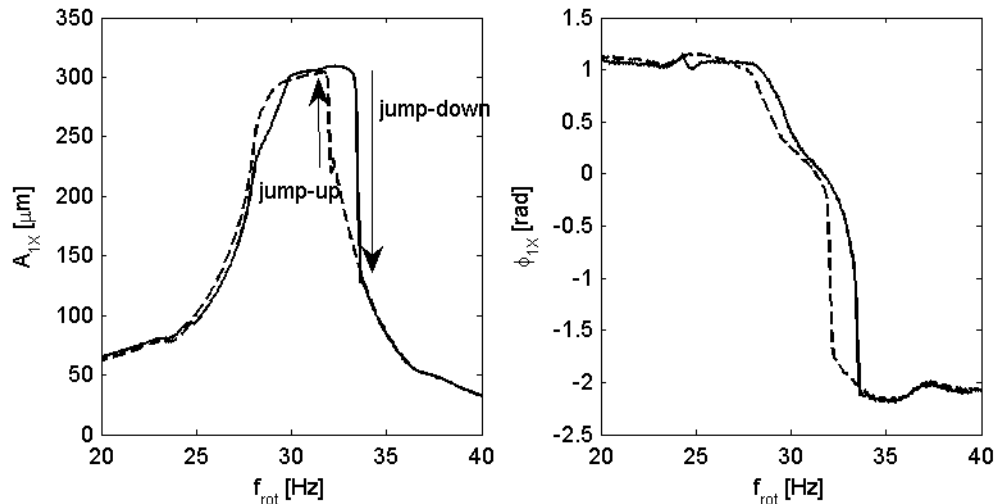


Obrázek 5-3: Úplný spektrogram a průběh dopředné a zpětné složky 1X při nájezdu a dojezdu otáček rotoru s ucpávkou

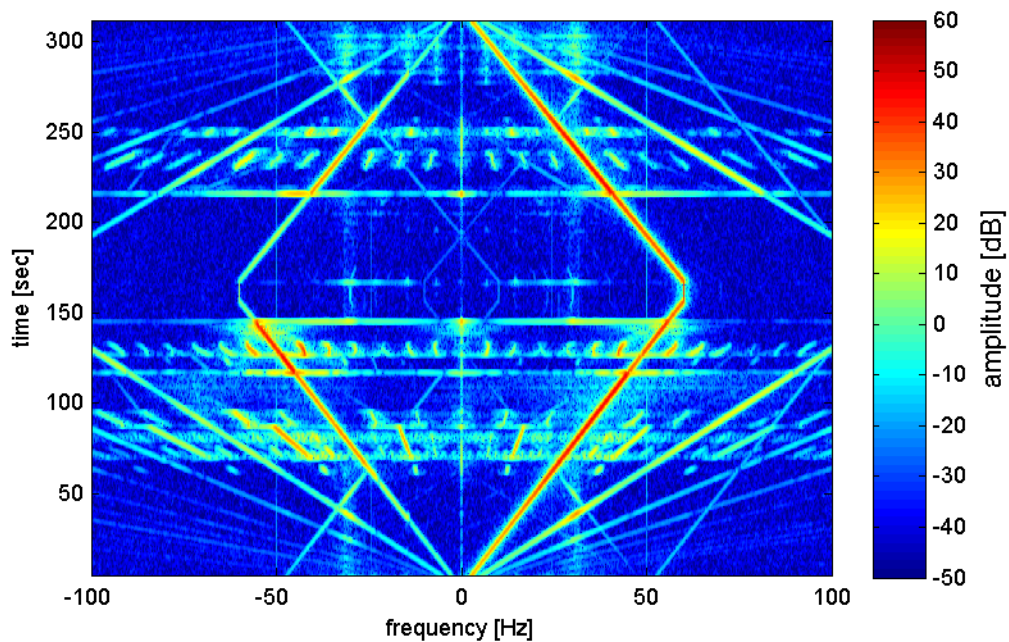
Na obrázku 5-3 je zobrazen úplný spektrogram vypočtený z vibračních signálů, které byly měřeny při nájezdu a dojezdu otáček rotoru, tentokrát však s ucpávkou. V levé části obrázku je modře vykreslena amplituda dopředné složky 1X a červeně amplituda zpětné složky 1X. Opět si můžeme všimnout, že směr precese rotoru byl po celou dobu měření dopředný. Zajímavé však je, že v oblasti kritických otáček dochází ke vzniku subharmonických složek spektra s frekvencí rovnou polovině otáčkové frekvence a jejím celočíselným násobkům. Při nájezdu i dojezdu tedy v oblasti kritických otáček došlo ke vzniku částečnému rubbingu, mezi jehož projevy patří právě subharmonické komponenty signálu. Frekvence subharmonických složek závisí na počtu nárazů rotoru do ucpávky za jednu otáčku a také souvisí s intenzitou rubbingu.

Na následujícím obrázku jsou vykresleny průběhy amplitudy a fáze první harmonické při nájezdu a dojezdu (čárkovaně) v oblasti kritických otáček. Signál byl měřen ve směru osy x . Na tomto obrázku si můžeme povšimnout, jak při nájezdu otáček dochází v oblasti kritických otáček k ustálení amplitudy 1X přibližně na hodnotě 300 μm . To je způsobeno omezením pohybu rotoru ucpávkou. Po přechodu kritickými otáčkami dosahuje amplituda stále stejných hodnot, avšak při otáčkové frekvenci 33,3 Hz dochází k jejímu prudkému poklesu. Podobný projev můžeme sledovat také při dojezdu otáček, kdy dochází před oblastí kritických otáček ke skokovému nárůstu amplitudy 1X. Tyto jevy jsou známé jako „jump-down“ a „jump-up“ efekty a souvisí se zánikem a vznikem úplného

rubbingu s dopřednou precesí. Skokové změny hodnot lze pozorovat také ve fázové charakteristice.



Obrázek 5-4: Amplitudová a fázová charakteristika 1X při nájezdu a dojezdu otáček, s ucpávkou

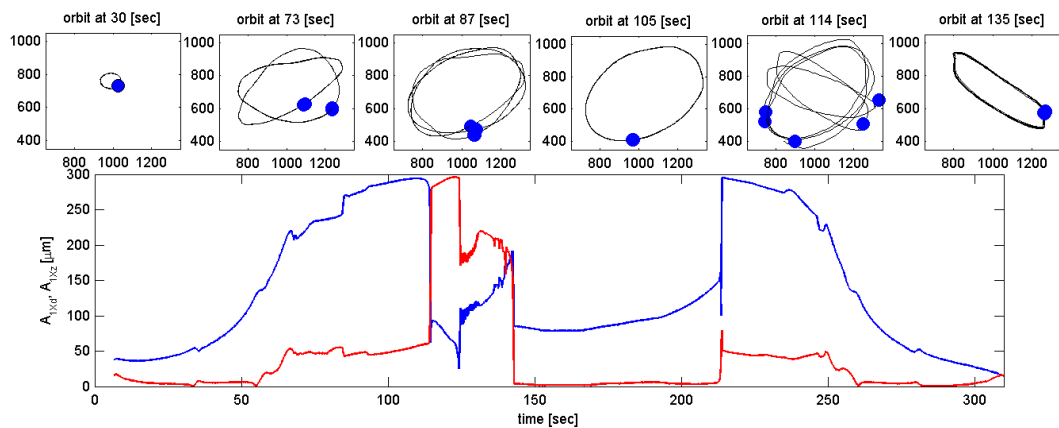


Obrázek 5-5: Úplný spektrogram při nájezdu a dojezdu otáček rotoru s ucpávkou, rubbing se zpětnou precesí

Při dalším experimentu byla ucpávka umístěna do vzdálenosti 100 mm od kovového disku. Zprvu byly měřeny vibrace rotoru bez přidaného nevyvážku. V oblasti kritických otáček vznikl částečný rubbing a následně téměř celokruhový rubbing s dopřednou precesí, který byl poté vystřídán rubbingem se zpětnou precesí. Na předchozím obrázku je vykreslen úplný spektrogram z měření, kdy bylo do disku zašroubováno závaží o hmotnosti 1g. Můžeme si povšimnout, že v oblasti kritických otáček došlo k částečnému rubbingu. Zprvu spektrum obsahovalo subharmonickou složku $1/2X$, která se poté změnila na $1/3X$ a $2/3X$. Spektrum obsahovalo také celočíselné násobky těchto frekvencí. Poté nastal celokruhový

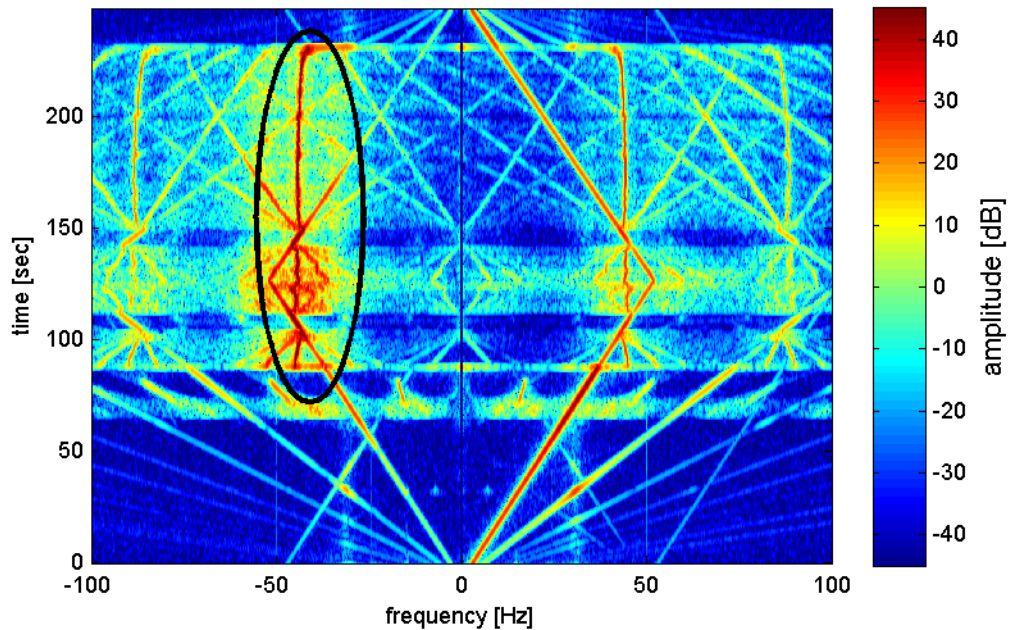
rubbing a amplituda dopředné složky 1X byla vyšší než amplituda zpětné složky. V čase přibližně 114 s přesáhla amplituda zpětné složky 1X amplitudu její dopředné složky. Tento přechod je doprovázen jump-down efektem při ukončení rubbingu s dopřednou precesí a jump-up efektem při vzniku rubbingu se zpětnou precesí. Ve spektru se tyto nelinearity projevují vybudněním širokého pásma frekvencí. S rostoucími otáčkami rubbing odezněl. Při dojezdu opět vznikl slabý částečný rubbing. Související úplný spektrogram je zobrazen na obrázku 5-5.

V dolní části obrázku 5-6 je vykreslen časový průběh dopředné složky první harmonické (modře) a její zpětné složky (červeně). V horní části obrázku jsou znázorněny filtrované orbity (do 250Hz), pro stav rotoru bez rubbingu, při částečném rubbingu, při celokruhovém rubbingu s dopřednou precesí, při změně precese 1X a při rubbingu se zpětnou precesí. Počátek orbit pro jednotlivé periody je označen tečkou.

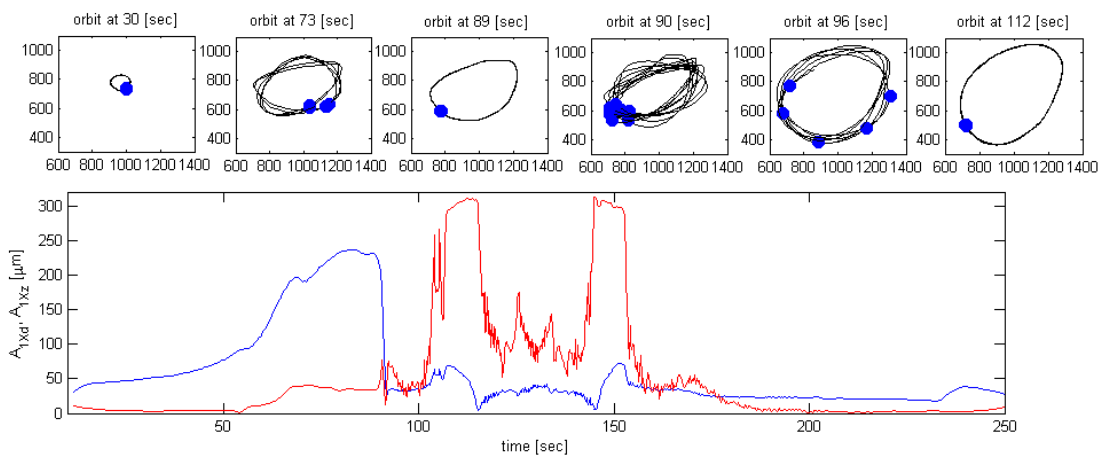


Obrázek 5-6: Průběh dopředné a zpětné složky 1X a orbity

Při dalším experimentu byla ucpávka přiblížena k disku na vzdálenost 80 mm. Pokud je na hřídeli umístěn pouze jeden disk, pak vibrace hřídele dosahují za předpokladu, že je dominantní první vlastní tvar kmitání, maxima právě v místě disku. Lze tedy předpokládat, že přiblížením ucpávky k disku se zvýší vzájemné interakce mezi rotorem a ucpávkou. Při této konfiguraci nebylo zapotřebí k vyvolání rubbingu žádné přídavné závaží. Na obrázku 5-7 je zobrazen úplný spektrogram a na obrázku 5-8 je zobrazen průběh dopředné složky první harmonické (modře) a její zpětné složky (červeně). Orbity pro některé časové okamžiky jsou vykresleny v horní části obrázku. Zpočátku si můžeme povšimnout, že v oblasti kritických otáček ve spektru vznikají subharmonické složky $1/2X$ a jejich celočíselné násobky, což poukazuje na vznik částečného rubbingu. Podobně jako v předchozím experimentu jsou patrné deformace orbity způsobené opakovaným narážením rotoru do ucpávky. Tento stav je dále následován celokruhovým rubbingem s dopřednou precesí. V přibližně 90. sekundě se mění dopředná precese rotoru na zpětnou. Ve spektru vzniká nová frekvenční komponenta, téměř nezávislá na otáčkách s dominantní amplitudou v levé polovině úplného spektra. Orbita vibrací je kruhová a otáčí se proti směru rotace hřídele. To znamená, že se podařilo vyvolat úplný rubbing se zpětnou precesí. Tím, jak se rotor opírá o ucpávku, se zvyšuje tuhost celé soustavy a vzniká nová vlastní frekvence rotoru, která je vyšší než původní vlastní frekvence samotného rotoru. Spektrum dále obsahuje součtové a rozdílové frekvence této komponenty a 1X.



Obrázek 5-7: Úplný spektrogram s projevy úplného rubbingu se zpětnou precesí A



Obrázek 5-8 Průběh dopředné a protiběžné složky 1X a orbity při úplném rubbingu se zpětnou precesí

Při vzniku nové vlastní frekvence si můžeme všimnout prudkého poklesu amplitud dopředné i zpětné složky 1X. Na orbitách můžeme dále pozorovat, jak se mění poloha jejich počátku při každé otáčce rotoru. Úplný rubbing se zpětnou precesí pak byl dvakrát přerušen a nakonec zanikl až při otáčkách 630 ot/min, kdy byla energie rotoru natolik nízká, že neudržela hřídel v kontaktu s ucpávkou. Potvrdilo se, že tento typ rubbingu je téměř nezávislý na otáčkách stroje, viz [17].

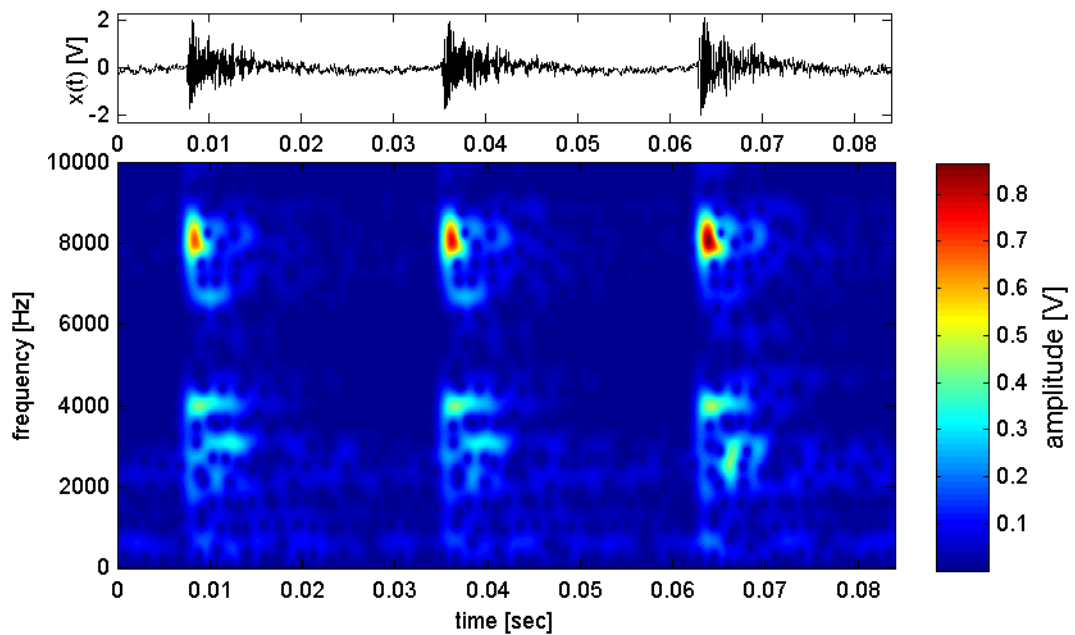
5.2 Indikátory rubbingu v signálech absolutních statorových vibrací

V případě některých experimentů byly pro měření vibrací použity také snímače absolutních vibrací. Tyto snímače byly připevněny na ložiskové stojany a měřily rychlost jejich absolutních vibrací.

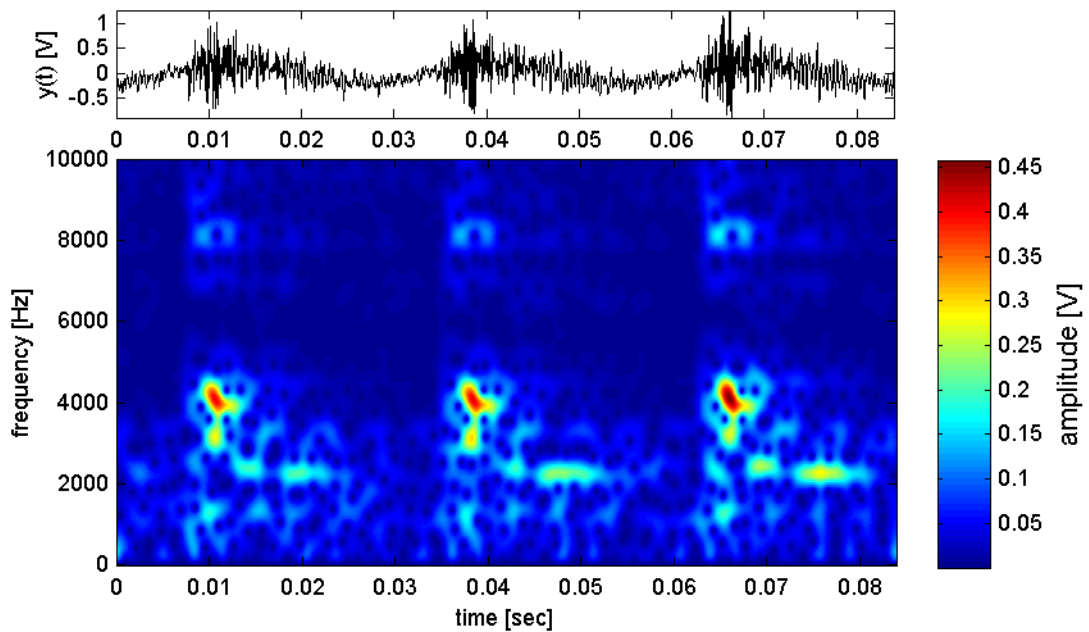
Na obrázku 5-9 je v horní části zobrazen časový průběh signálu $x(t)$ v jednotkách V (krajní ložisko, na obrázku 5-1 vpravo). V časovém výřezu jsou zobrazeny tři rázy pocházející od kontaktu rotoru s měděnou ucpávkou při otáčkách 2160 ot/min. V dolní části je pak v oblasti 0-10 kHz zobrazen amplitudový spektrogram vypočtený jako aproximace Gaborovy transformace. Na obrázku 5-10 jsou zobrazeny stejné projevy rubbingu pro signál $y(t)$, tj. signál ze snímače na ložiskovém stojanu blíže k motoru (na obrázku 5-1 vlevo). Z uvedených časových průběhů je patrné, že při kontaktu rotoru s ucpávkou na rotorovém standu dochází vlivem velké kinetické energie rotoru k intenzivním kontaktům, při nichž dochází k buzení vlastních frekvencí soustavy rotor/stator (vybuzení s delším trváním) a dále k vybuzení širokého pásma frekvencí. Z porovnání spektrogramů bližšího a vzdálenějšího snímače plyne, že frekvenční obsah signálů není identický, což je dáno různými mechanickými vlastnostmi obou ložisek, kdy jedno je na kraji a druhé před místem napojení hřídele na pružnou spojku a motor. Pro detekci je pak vhodné sledovat navýšení amplitudy v širokém frekvenčním pásmu, v tomto případě 2000 Hz – 10000 Hz. Vzhledem k velké intenzitě rázů a malému „provoznímu“ šumu rotorového standu jsou tyto rázy velmi dobře patrné také z časových průběhů vibračních signálů.

V této kapitole byly zhodnoceny výsledky některých experimentů na rotorovém standu RK4 s cílem vyvolání částečného a úplného rubbingu za pomoci speciálních ucpávek. Vyhodnocením signálů relativních i absolutních vibrací se podařilo ověřit projevy rubbingu známé z literatury uvedené v kapitolách 2 a 3. V rámci rotorového standu k rubbingu nejčastěji docházelo, pokud se otáčky rotoru pohybovaly v oblasti kritických otáček. V tomto stavu docházelo ke vzniku částečného rubbingu, který se ve spektru projevoval subharmonickými frekvencemi. Pokud byly síly vyvolané nevyvázkem rotoru dostatečně velké, mohl po částečném rubbingu vzniknout úplný rubbing s dopřednou precesí. V těchto experimentech nebyla orbita vibračních signálů přesně kruhová, jelikož otvor v ucpávce nebyl vytvořen s dostatečnou přesností. Pokud na rotor působila velká třecí síla, mohlo dojít ke změně precese rotoru a tím ke vzniku rubbingu se zpětnou precesí, který mohl dále gradovat do úplného rubbingu se zpětnou precesí. To že se podařilo tento typ rubbingu vyvolat bylo velmi přínosné, neboť vznik tohoto typu kontaktu by u reálného stroje jistě vedl k jeho havárii.

Výsledky uvedené v této kapitole byly zásadní ve vývoji metod pro detekci a lokalizaci rubbingu na parních turbínách. Jak bude ukázáno v dalších kapitolách, je možné identické indikátory rubbingu pozorovat také ve vibračních signálech z reálných strojů.



Obrázek 5-9: Projevy rubbingu v časové a časo-frekvenční oblasti, bližší snímač

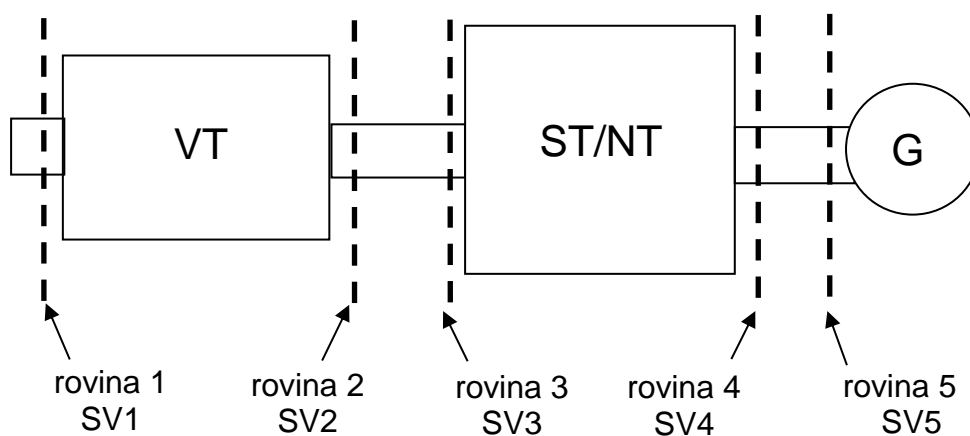


Obrázek 5-10: Projevy rubbingu v časové a časo-frekvenční oblasti, vzdálenější snímač

6. Pilotní ověření příznaků částečného rubbingu na TG 80 MW

Před návrhem metody detekce rubbingu byla provedena důsledná analýza projevů rubbingu v dostupných záznamech z provozů TG. V této kapitole jsou uvedeny výsledky analýzy signálů relativních rotorových vibrací z TG 80 MW. Zjištěné projevy rubbingu, odhalené časo-frekvenční analýzou vibračních signálů, se shodují s indikátory ověřenými na rotorovém standu RK4. V Dánské Kodani byl v roce 2010 uveden do provozu modernizovaný TG s výkonem 80 MW. V letech 2009 a 2010, vždy na přelomu srpna a září, proběhlo v této elektrárně několik měření, při kterých se kontinuálně zaznamenávaly signály z čidel relativních rotorových vibrací z celkem pěti měřicích rovin. V každém měřicím místě byly vždy umístěny dva snímače relativních vibrací pod úhlem 90°. Schématické znázornění měřicích míst je zobrazeno na obrázku 6-1. Signály byly měřeny systémem OROS, s vzorkovací frekvencí 4096 Hz. K dispozici bylo celkem 9 sad měření, přičemž čtyři byly naměřeny v roce 2009 a zbylé v roce 2010.

Jak vyplynulo z analýzy těchto signálů uvedené v [55] a [58], docházelo na tomto stroji opakovaně ke kontaktu mezi rotorem a státorem.

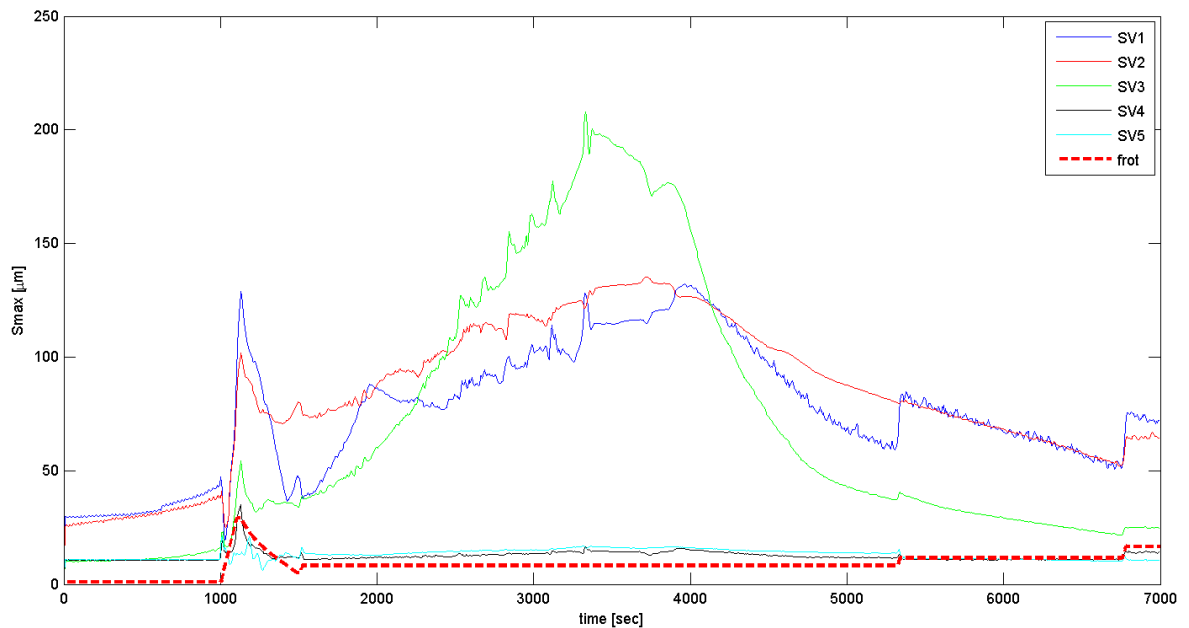


Obrázek 6-1: Měření vibračních signálů na TG 80 MW

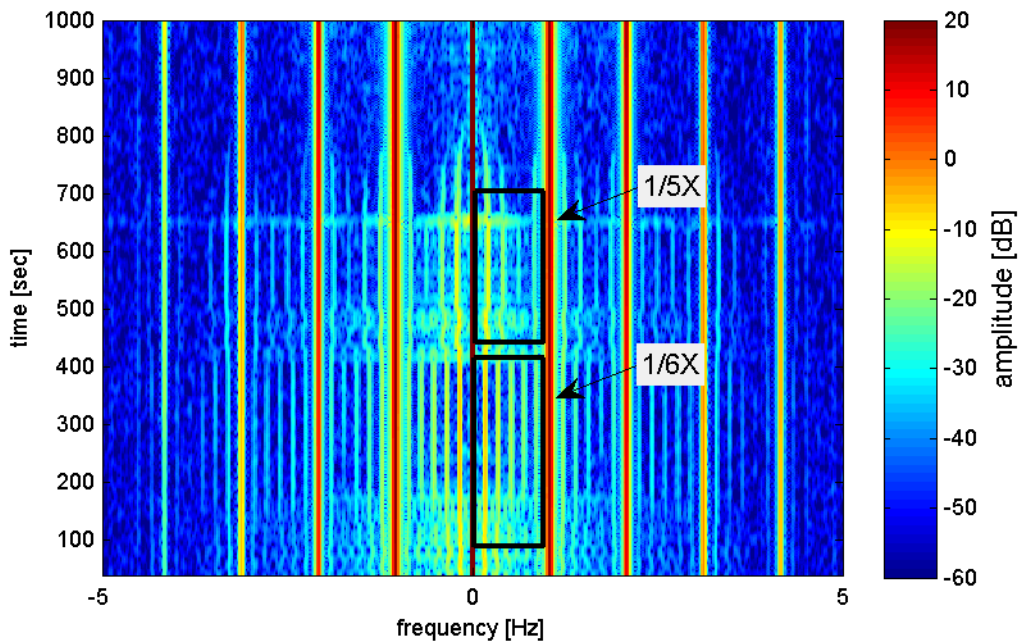
V následujícím textu je zpracováno měření s pracovním názvem 07_09_2009_po_odstaveni s ohledem na projevy kontaktu rotor/stator.

Na obrázku 6-2 je vykreslen průběh S_{max} veličin pro všechny roviny. Jedná se o přibližně 2 h. záznamu. Prvních 1000 vteřin byl stroj provozován při nízkých otáčkách 60 ot/min v režimu natáčetla. Již při tomto provozu je znatelný nárůst veličin S_{max} na 1. a 2. rovině. Od času 620 s. pak také na 3. rovině. Při provozu na natáčetle dosáhly veličiny maximální hodnoty 45 μm . Při pokusu o najetí na provozní otáčky 3000 ot/min se však vibrace stroje zvýšily natolik, že nebylo možné pokračovat v nájedzu a proběhl doběh na prohřívací otáčky 500 ot/min. Zde pak se vlivem kontaktu rotor dlouhodobě ohýbal. Po zhruba 45 min. provozu na prohřívacích otáčkách se rotor začal rovnat a následně se podařilo stroj najet na provozní otáčky.

Nyní se podrobně zaměříme na jednotlivé fáze tohoto provozu. Jak již bylo uvedeno, prvních 1000 vteřin byl stroj provozován v režimu natáčedla, kdy bylo s rotorem pomalu otáčeno, s frekvencí 1 Hz. Časo-frekvenční analýzou se podařilo zjistit, že ve spektrech, resp. úplných spektrech vibračních signálů se vyskytují subharmonické složky. Na obrázku 6-3 je zobrazen úplný spektrogram, pro signály SV1. Kromě otáčkové frekvence a jejích násobků je ve spektrech možné pozorovat také celočíselné podíly otáčkové frekvence.



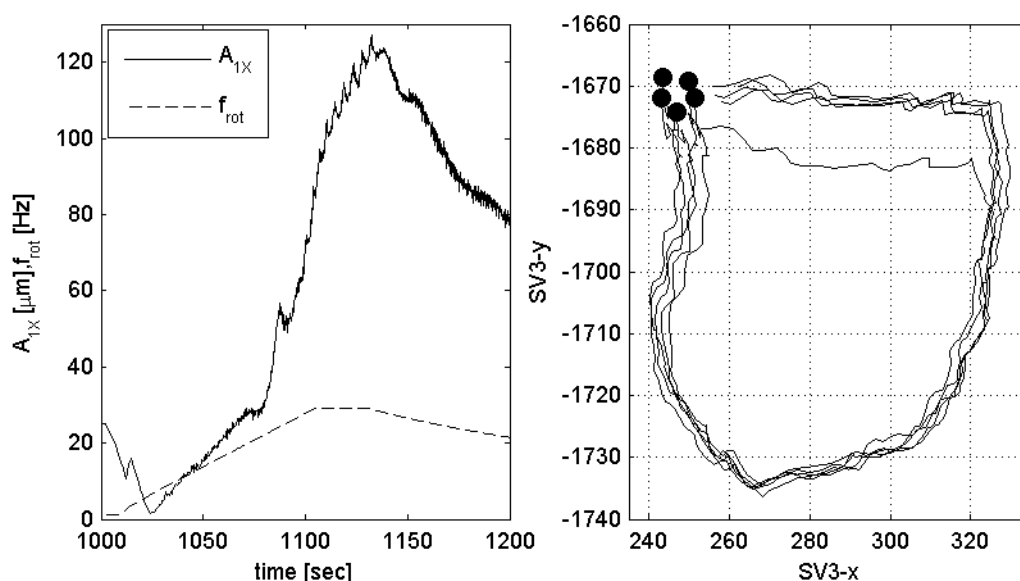
Obrázek 6-2: Amager, průběh Smax veličin



Obrázek 6-3: Amager, úplný spektrogram, provoz na natáčedle

V pravé části úplného spektra jsou pomocí černých obdélníků zvýrazněny časové oblasti, kdy subharmonické složky vznikaly. Kromě samotné existence subharmonických složek se podařilo zachytit také změnu jejich základní frekvence z $1/6X$ na $1/5X$. Tato změna jistě souvisí se změnou intenzity částečného kontaktu. V čase okolo 650 s. je patrné vybuzení širokého pásma frekvencí. Tento okamžik odpovídá zapnutí čerpadla zvedacího oleje, následkem čehož kontakt odezněl. Veličiny S_{max} se však nadále zvyšovaly, jak je patrné z obrázku 6-2. Změna v trendu veličiny S_{max} je pak patrná na 3. rovině (zelená křivka).

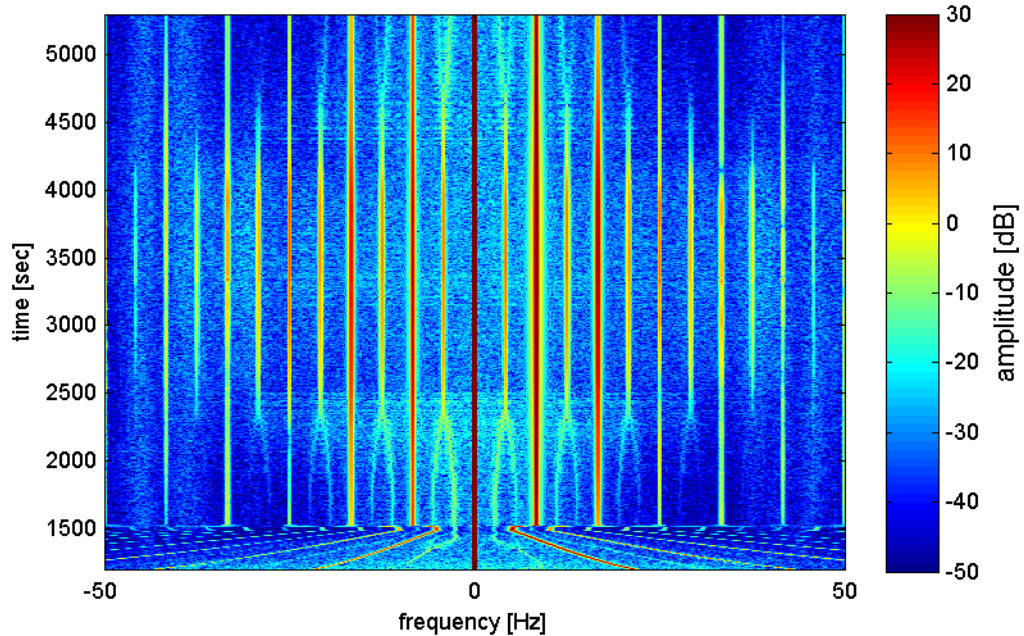
V následující části proběhl pokus o nájezd turbíny, který byl z důvodů nadměrných vibrací ukončen. V levé části obrázku 6-4 je zobrazen průběh amplitudy $1X$ signálu SV1-x pro nájezd otáček a část doběhu a také odpovídající průběh otáčkové frekvence. Z uvedeného průběhu je patrné, že po ukončení nájezdu na 29 Hz amplituda $1X$ dále rostla a také jsou v této oblasti patrná její opakovaná kolísání. Amplituda $1X$ začala klesat až v průběhu dojezdu stroje. Podobný charakter měla i amplituda $1X$ pro signály SV1-y a oba signály SV2. V pravé části obrázku 6-4 je zobrazena orbita ze signálů měřených na 3. rovině. Ostré rohy této orbity spolu se popsaným průběhem amplitud $1X$ pro SV1 a SV2 indikují vznik kontaktu mezi rotorem a státorem, k němuž došlo při nájezdu turbíny a při krátkém provozu na 29 Hz. Tento kontakt byl příčinou ohybu rotoru, v jehož důsledku se kvůli enormní úrovni kmitání nepodařilo se strojem najet.



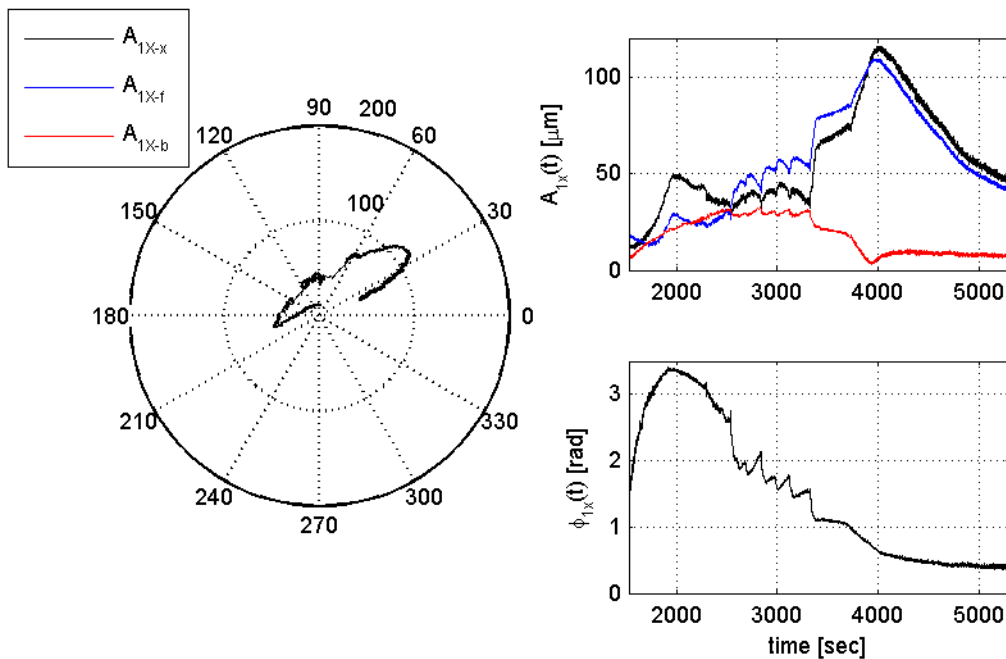
Obrázek 6-4: levá část – A_{1X} SV1-x a otáčková frekvence, pravá část – orbita ze signálů SV3 pro čas 1133 s

Na obrázku 6-5 je zobrazen úplný spektrogram, vypočtený ze signálů SV3, pro fázi dojezdu a provozu na prohřívacích otáčkách 500 ot/min (8,33 Hz). Kromě základní harmonické a jejích celočíselných násobků, je možné ve spektrogramu pozorovat také její celočíselné podíly včetně násobků. Konkrétně se jedná o subharmonické $1/2X$ a $1/3X$. První výskyt subharmonické $1/2X$ je patrný již při doběhu. Dále je patrná změna frekvence subharmonické na $1/3X$ a dále zpět na $1/2X$. Po ustálení otáček na 500 ot/min je možné ve spektrogramu opět pozorovat subharmonické $1/3X$ a jejich pozvolnou změnu na $1/2X$. Právě změna frekvence subharmonických indikuje narůstající intenzitu kontaktu, což koresponduje s nárůstem S_{max} veličiny pro SV3, zobrazené na obrázku 6-2. Na obrázku

6-6 je v jeho levé části zobrazen fázor 1X pro signál SV2 – x v polárních souřadnicích a levé části pak průběhy amplitudy a fáze 1X stejného signálu v závislosti na čase pro provoz na prohřívacích otáčkách.



Obrázek 6-5: Úplný spektrogram SV3, dojezd a provoz na prohřívacích otáčkách



Obrázek 6-6: Průběh amplitudy a fáze 1X pro SV2 – x, provoz na prohřívacích otáčkách

Do časového průběhu amplitudy 1X jsou doplněny průběhy amplitud 1X dopředné (modrá) a zpětné (červená) precese. Z uvedených průběhů je zřejmá změna amplitudy a fáze 1X při konstantních otáčkách v důsledku ohybu rotoru a také dvě změny precese 1X v první 500 s.

Tato část kapitoly obsahuje důležité výsledky zpracování signálů relativních rotorových vibrací, změřených na TG 80 MW, s ohledem na detekci rubbingu. Na několika obrázcích pak byla ukázána souvislost vzniku rubbingu s rotací fázoru 1X a změnou precese 1X. Jedním z klíčových indikátorů rubbingu, který se podařilo v signálech relativních rotorových vibrací detekovat, byly subharmonické složky v úplných spektrech. Tím došlo k ověření zjištěných indikátorů rubbingu na experimentálním standu RK 4 v kapitole 5. Dále byla ukázána souvislost změny frekvencí subharmonických složek a intenzity kontaktu mezi rotorem a statorem.

7. Návrh nové pokročilé metody pro automatickou detekci částečného rubbingu

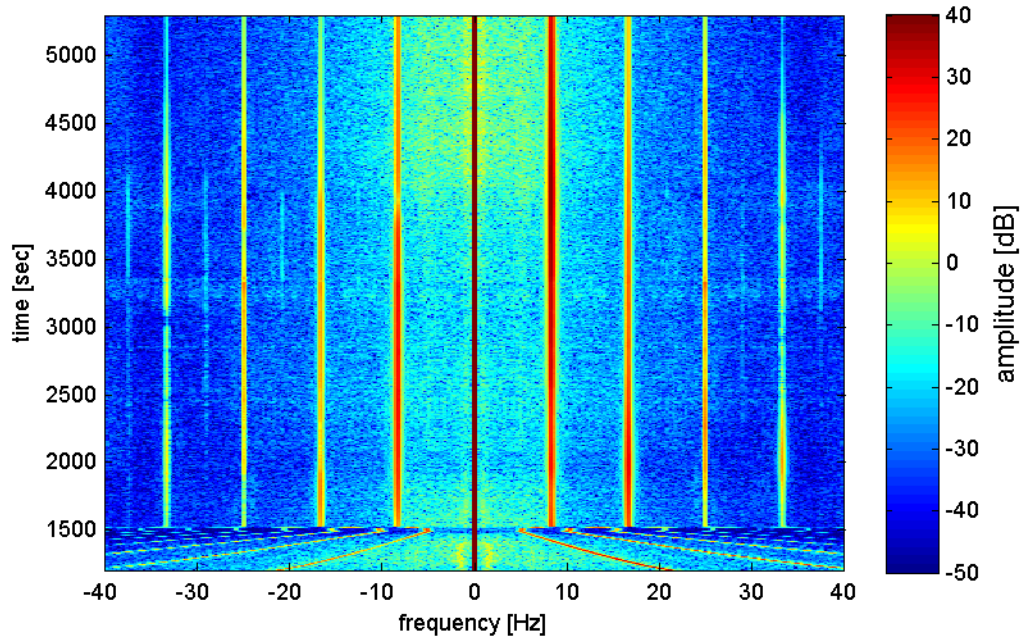
V předchozích kapitolách byly diskutovány výsledky analýzy provozních signálů zaměřené na projevy kontaktu mezi rotorem a statorem. Jedním z důležitých ukazatelů vzniku rubbingu jsou subharmonické složky spekter relativních rotorových vibrací, jejichž frekvence je rovna celočíselným podílům otáčkové frekvence. Vznik těchto komponent souvisí s periodicky se opakujícím kontaktem rotorové a statorové části stroje. Detekce částečného, periodicky se opakujícího, kontaktu je velmi důležitá, neboť tento typ kontaktu může vést k velkému nárůstu provozních vibrací stroje a k poškození stroje. Tato kapitola je věnována návrhu nové metody pro automatickou detekci tohoto typu rubbingu, která může být použita pro off-line, ale také pro on-line detekci částečného rubbingu.

Základním přístupem pro detekci vzniku subharmonických složek spektra je sledování amplitud na jednotlivých subharmonických frekvencích a následné porovnání těchto amplitud (vypočtených diskrétní Fourierovou transformací, nebo na základě LMS) se stanoveným thresholdem. Otázkou by v tomto případě bylo, jak daný práh stanovit. Například při měření na turbíně na TG 80 MW byly vibrace měřeny v 5 rovinách a v každé rovině dosahovaly vibrace a také amplitudy subharmonických složek jiných úrovní. Z toho plyne, že pro každou rovinu by musel být stanoven vlastní práh. Aby navržená metoda automatické detekce rubbingu byla co možná nejvíce univerzální a mohla tak být použita pro detekci rubbingu u vibračních signálů také z jiných strojů, je vhodné používat pouze jeden threshold, jehož hodnota nebude založena pouze na amplitudě subharmonických složek. Druhou otázkou by bylo, jaké subharmonické složky ve spektru detekovat. V této kapitole je uvedena nová metoda detekce částečného rubbingu, založená na filtraci a následné kumulaci úplného spektra a výpočtu charakteristických veličin. Tato metoda je původní a je jedním z hlavních výstupů této disertační práce.

7.1 Sdružení indikátorů částečného rubbingu – kumulativní úplné spektrum

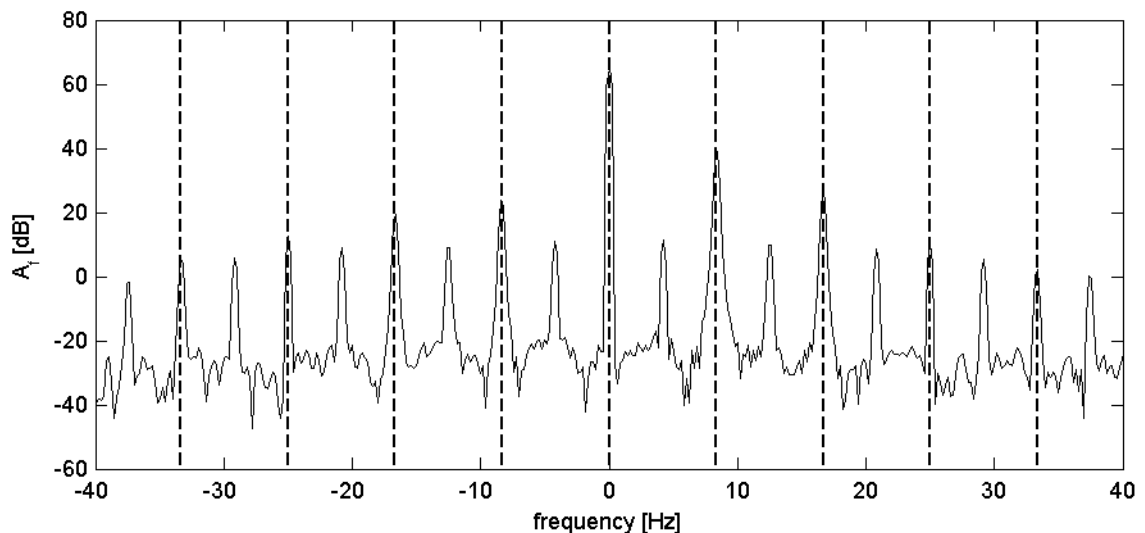
Na obrázku 7-1 je vykreslen úplný spektrogram vypočtený ze signálů relativních rotorových vibrací změřených v první měřicí rovině TG 80 MW při měření označeném 07_09_2009_po_odstaveni. Toto měření bylo analyzováno v předchozí kapitole. Konkrétně se jedná o část doběhu a provoz na prohřívacích otáčkách. Úplný spektrogram ze stejného časového úseku, vypočtený ze signálů relativních rotorových vibrací z třetí měřicí roviny, je zobrazen na obrázku 6-5. Jak je patrné z uvedených obrázků, tak zatímco v úplném spektrogramu signálů SV3 vznikají subharmonické složky $1/3X$ a $1/2X$ a jejich celočíselné násobky, tak u úplného spektrogramu signálů SV1 je možné pozorovat až subharmonické $5/2X$ a vyšší násobky. Subharmonické s frekvencí $1/2X$ a $3/2X$ není možné kvůli nízkofrekvenčnímu šumu v signálech identifikovat. Pro automatickou detekci subharmonických složek spektra tedy není vhodné zaměřovat se na konkrétní subharmonické složky, ale ohodnotit vznik subharmonických v širším pásmu frekvencí

pomocí jedné veličiny. Tento problém řeší metoda lifestrovaného normovaného kumulativního úplného spektra.



Obrázek 7-1: Úplný spektrogram SV1, dojezd a provoz na prohřívacích otáčkách

Princip této metody bude vysvětlen na obrázku 7-2, na kterém je zobrazeno úplné spektrum signálů SV3 v čase 3500 vteřin. Amplitudy frekvenčních složek jsou přepočteny na decibely. Informace o subharmonické $1/2X$ je rozložena ve více frekvenčních intervalech, rozdělených násobky otáčkové frekvence.



Obrázek 7-2: Úplné spektrum signálů SV3 v čase 3500 s.

Rozdělme nyní levou a pravou část spektra do frekvenčních pásem podle otáčkové frekvence - v obrázku vyznačeno přerušovanými čarami.

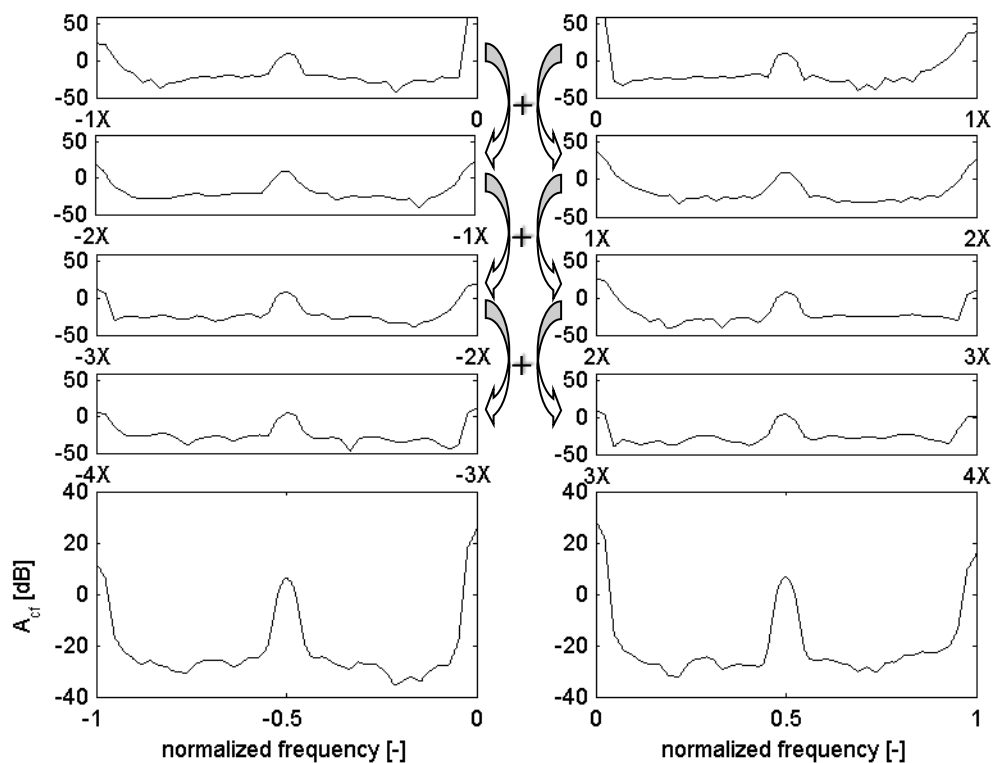
Kumulativní úplné spektrum definujeme vztahem

$$A_{cf}(f_n) = \frac{1}{N_c} \sum_{k=0}^{N_c-1} A_f((f_n + \text{sign}(f_n) \cdot k) \cdot f_{rot}), \quad f_n = (-1,1), \quad (7.1)$$

kde f_{rot} je otáčková frekvence, $A_f(f)$ je hodnota krátkodobého úplného spektra v čase t pro frekvenci f , N_c označuje stupeň kumulace a f_n je tzv. normovaná frekvence, normovaná vzhledem k otáčkové frekvenci.

Ze vztahu (7.1) plyne, že při výpočtu kumulativního úplného spektra dochází k průměrování dílčích částí úplného spektra. Stupeň kumulace značí počet frekvenčních intervalů levé i pravé části úplného spektra, které jsou do průměrování zahrnuty.

Veškerá informace o subharmonických složkách, původně rozložená v širokém pásmu frekvencí, je tak transformována do jednoho frekvenčního intervalu. Tento postup je znázorněn na obrázku 7-3. Jelikož nabývají provozní signály nízkých hodnot, jsou všechna spektra zobrazena v dB. V levé části obrázku je znázorněno průměrování úseků úplného spektra z intervalů 0 až $-1X$, $-1X$ až $-2X$, $-2X$ až $-3X$ a $-3X$ až $-4X$. Výsledek kumulace úplného spektra je zobrazen v dolní levé části obrázku. V pravé části obrázku je zobrazeno průměrování pro složky dopředné precese úplného spektra.

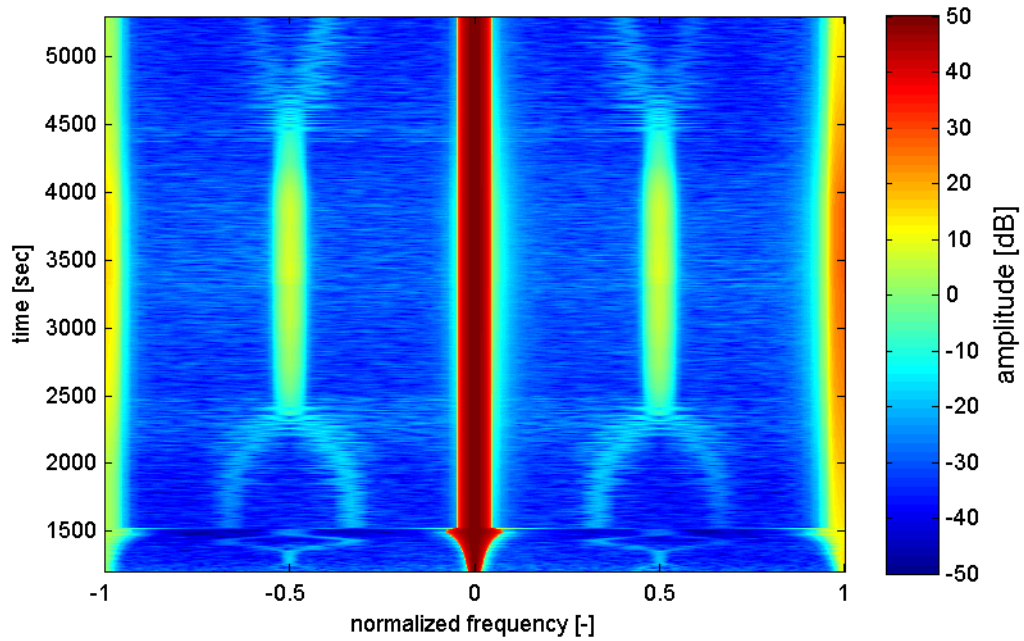


Obrázek 7-3: Výpočet kumulativního úplného spektra

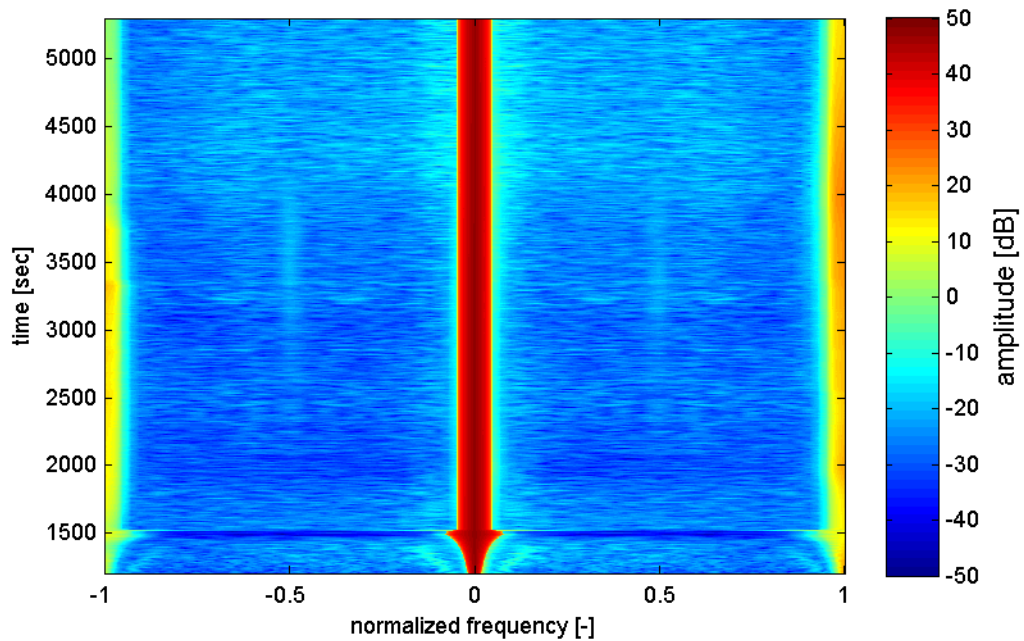
Frekvenční rozlišení akumulovaného úplného spektra lze vypočítat ze vztahu

$$\Delta f_c = \frac{f_{rot}}{\Delta f}, \quad (7.2)$$

kde Δf je frekvenční rozlišení úplného spektra, dané délkou analyzovaného signálu.



Obrázek 7-4: Kumulativní úplný spektrogram, SV3



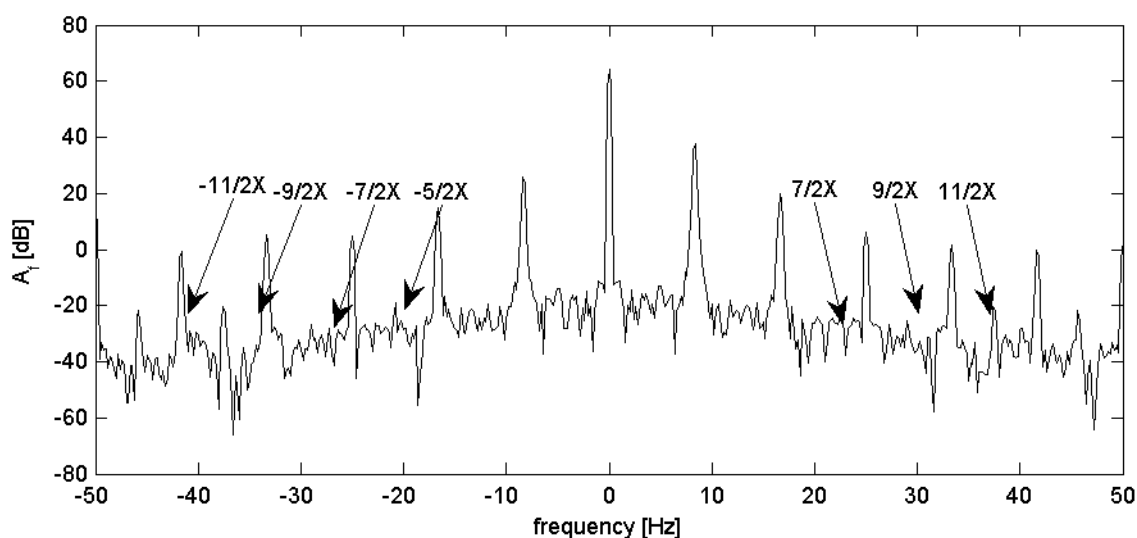
Obrázek 7-5: Kumulativní úplný spektrogram, SV1

Aby bylo možné porovnávat kumulativní úplná spektra při různých otáčkách stroje, je vhodné jednotlivé segmenty úplného spektra před průměrováním interpolovat tak, aby měly vždy stejný počet vzorků. U výsledků obsažených v této práci je použita metoda lineární interpolace a úseky úplného spektra jsou převzorkovány tak, aby měly vždy 1000 hodnot.

V následující části této kapitoly bude poukázáno na dva nedostatky této metody a bude také navrženo jejich řešení, což povede na metodu liffrovaného normovaného kumulativního úplného spektra.

Na obrázku 7-4 je zobrazen kumulativní úplný spektrogram pro signály SV3. Subharmonické složky spektra je možné v tomto zobrazení velmi dobře sledovat. Na obrázku 7-5 je zobrazen kumulativní úplný spektrogram signálů SV1. Průměrováním úplného spektra téměř došlo ke ztrátě informace o subharmonických složkách. Stupeň kumulace byl v obou případech 6.

Na obrázku 7-6 je zobrazen úplný spektrogram signálů SV1. V uvedeném průběhu je patrný nízkofrekvenční šum, který převyšuje subharmonické složky vybuzevané ve vyšších frekvenčních pásmech. Při průměrování jednotlivých částí úplného spektra tak dochází k překrytí subharmonických složek šumem, a tím ke zmenšení jejich příspěvku ve výsledném kumulovaném spektru. Prvním z problémů samotné kumulace úplného spektra je tedy přítomnost nízkofrekvenčního šumu, který může maskovat vyšší násobky subharmonických složek.

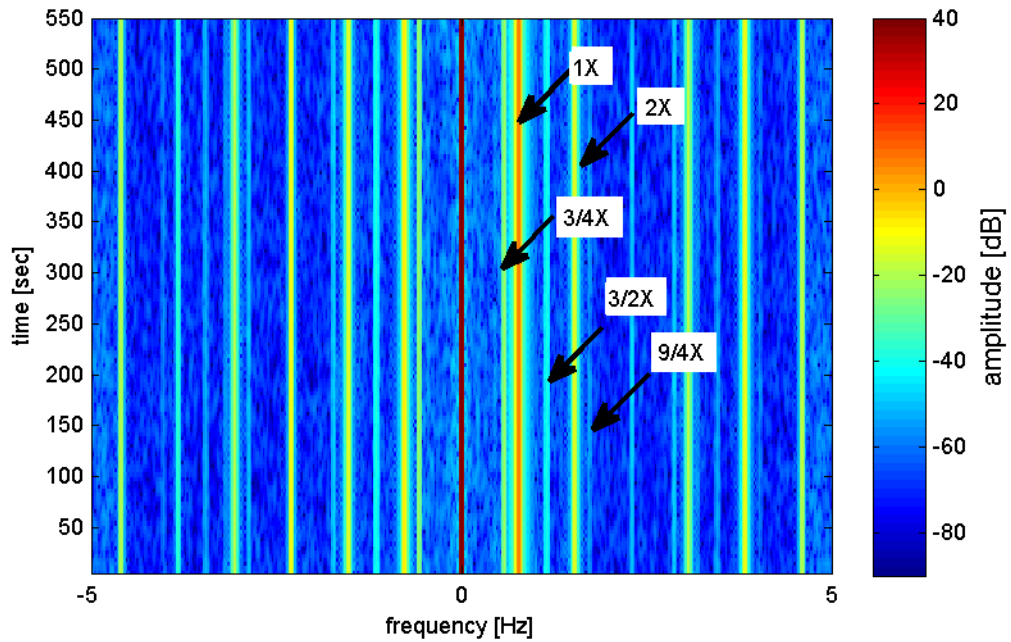


Obrázek 7-6: Úplné spektrum signálů SV1 v čase 3500 s.

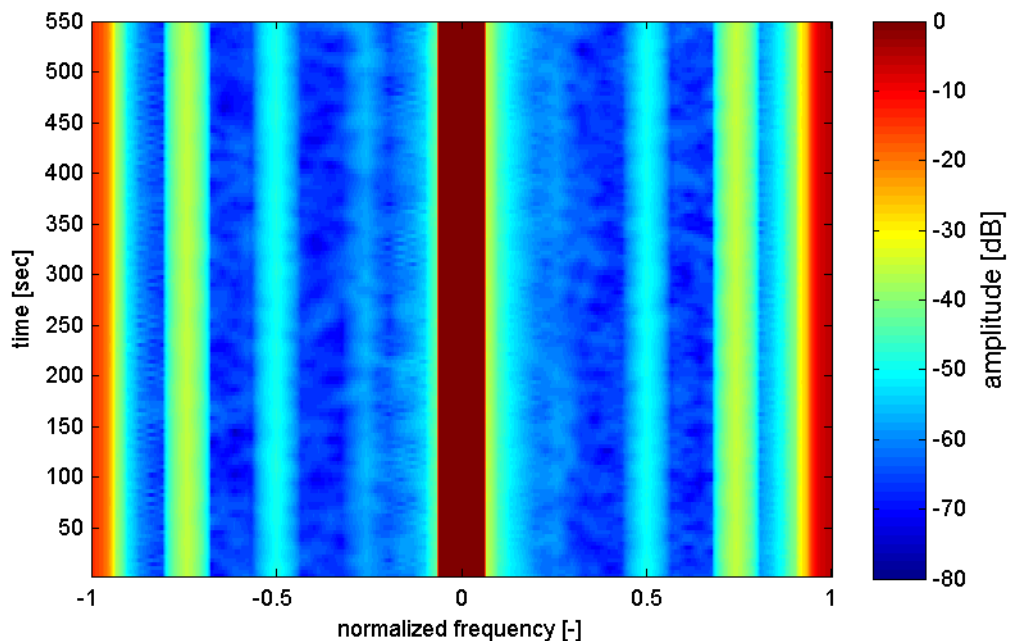
Na obrázku 7-7 je zobrazen úplný spektrogram, vypočtený z relativních rotorových vibrací na předním ložiskovém stojanu TG 270 MW. Stroj byl v tomto případě provozován v režimu natáčedla a externí motor otáčel rotorem s frekvencí 0,775 Hz. Vlivem provozních podmínek kmitala některá z komponent stroje frekvencí 0,58 Hz, a jelikož se zřejmě nejednalo o harmonické kmitání, jsou ve spektru obsaženy i vyšší násobky této frekvence. Problematické v tomto případě je, že tato složka signálu se po kumulaci úplného spektra jeví jako subharmonická $1/4X$. Kumulativní úplný spektrogram je zobrazen na obrázku 7-8. Z výsledku vidíme, že frekvence 0,58 Hz se po kumulaci jeví jako složka $3/4X$, dvojnásobek této frekvence se jeví jako $1/2X$ a její trojnásobek jako $1/4X$, přičemž amplituda $3/4X$ je nejvyšší. Proces kumulace úplného spektra nezahrnuje

při výpočtu pořadí, v jakém se subharmonické složky ve spektru vyskytují, a tak mohou některé frekvenční složky signálu po průměrování segmentů úplného spektra vytvářet falešný dojem přítomnosti subharmonických složek ve spektru. Toto představuje druhý problém samostatné kumulace úplného spektra.

V následující části této kapitoly bude názorně ukázáno, jak lze pro řešení obou těchto nedostatků využít keprální analýzu.



Obrázek 7-7: Úplný spektrogram, TG 270 MW - přední NT

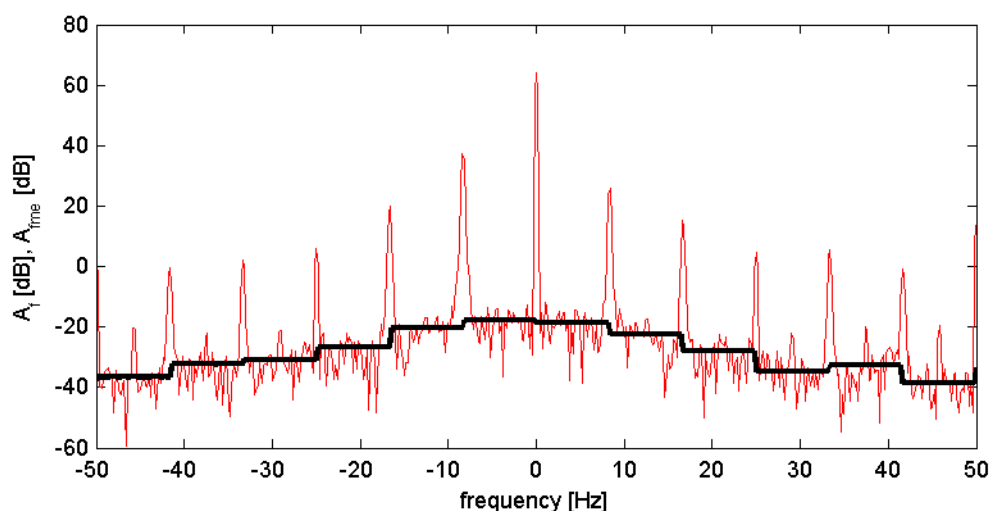


Obrázek 7-8: Kumulativní úplný spektrogram, TG 270 MW – přední NT

7.2 Normování úplného spektra

V předchozí části této kapitoly byla diskutována nevýhoda kumulace úplné spektra v případě, že signály relativních rotorových vibrací obsahují nízkofrekvenční šum, který může maskovat subharmonické složky spektra. V této části kapitoly jsou popsány dvě metody navržené pro potlačení nízkofrekvenčního šumu. První z metod je založena na aplikaci mediánového filtru, druhá je inspirována použitím filtrace v kvěfrenční oblasti pro odhad spektrální obálky.

V obrázku 7-5 pozorujeme, že průměrováním úplného spektra ve frekvenční oblasti se téměř ztratila informace o subharmonických složkách signálu. Tyto složky bylo možné v původním zobrazení pozorovat na vyšších frekvencích. Na následujícím obrázku je červenou barvou vykresleno logaritmické úplné spektrum vypočtené ze signálů SV1 TG 80 MW v čase 3500 s.



Obrázek 7-9: Úplné spektrum s vyznačenými úrovněmi šumu pozadí s pomocí mediánu

Z obrázku je patrné, že nízkofrekvenční šum v rozmezí $-2X$ až $2X$ dosahuje v porovnání s amplitudami subharmonických komponent téměř totožné úrovně, což ovlivňuje výsledek průměrování spektra. Řešením je snížit úroveň šumu v jednotlivých frekvenčních intervalech. Jednou z možností, jak odhadnout úroveň šumu, je charakterizovat ji pomocí mediánu. Medián lze interpretovat jako hodnotu, která rozděljuje určitý interval seřazených čísel na dva podintervaly o stejném počtu vzorků. Medián, na rozdíl od střední hodnoty, nezohledňuje náhlé výkyvy v datech – což v tomto případě představují amplitudy násobků první harmonické a případné amplitudy subharmonických složek spektra. Hodnoty mediánů pro jednotlivé frekvenční intervaly, vzhledem k otáčkové frekvenci, jsou v předchozím obrázku vykresleny černou čarou.

Mediánovou³ spektrální obálku lze definovat vztahem

$$A_{fme}(f) = \text{median}\left(A_f(\hat{f})\right), \hat{f} \in \left\langle \left[\frac{f}{f_{rot}} \right] f_{rot}, \left[\frac{f}{f_{rot}} \right] f_{rot} \right\rangle, \quad (7.3)$$

kde $\lfloor x \rfloor$, resp. $\lceil x \rceil$ označuje dolní, resp. horní celou část čísla x .

Další možností pro odhad šumu pozadí je lifftrace úplného spektra. Pro odlišení kepstra signálu vypočteného ze spektra reálného signálu a z úplného spektra zavedme úplné kepstrum

$$c_f(\tau) = F^{-1}\left\{\ln\left(A_f(f)\right)\right\}, \quad (7.4)$$

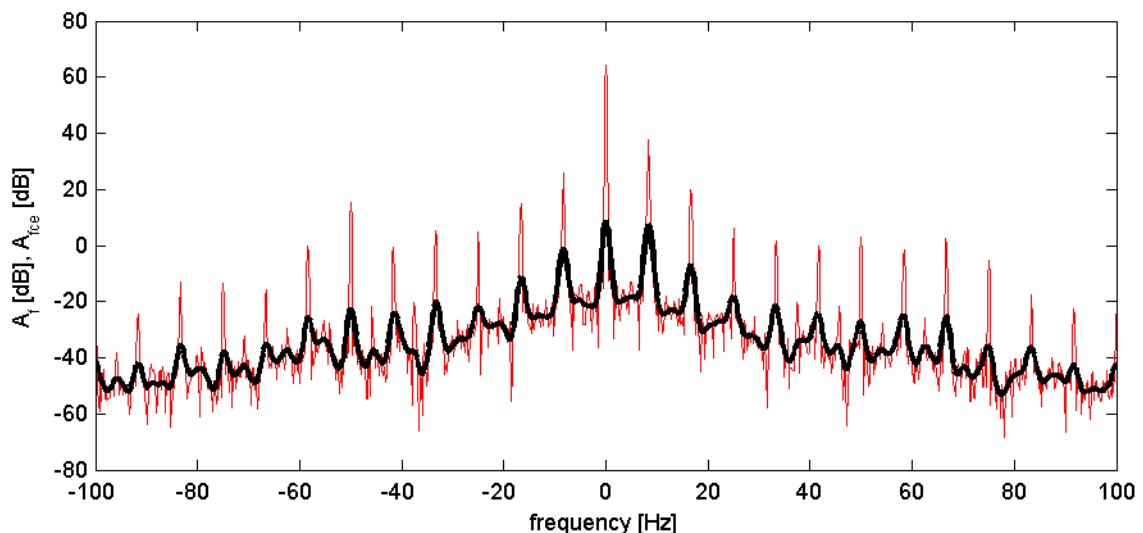
Stejně jako „klasické“ kepstrum je úplné kepstrum dáno inverzní Fourierovou transformací logaritmu úplného spektra.

V kapitole 4.3 byl popsán výpočet spektrální obálky. Vhodným vážením úplného kepstra lze odhadnout pomalu se měnící složky úplného spektra a označit je jako nízkofrekvenční šum, který chceme potlačit.

Definujme kepstrální spektrální obálku

$$A_{fce}(f) = e^{F\{c_f(\tau)w_l(\tau)\}}. \quad (7.5)$$

Na následujícím obrázku je zobrazeno úplné kepstrum vypočtené z úplného spektra z obrázku 7-9. Aby bylo možno lépe posoudit vliv této filtrace, byla frekvenční osa grafu rozšířena i na vyšší frekvence.



Obrázek 7-10: Úplné spektrum s vyznačeným šumem pozadí s pomocí kepstra

³ Název plyne z metody použité k filtraci úplného spektra.

Pro výpočet spektrální obálky byla v této práci použita Gaussova váhová funkce

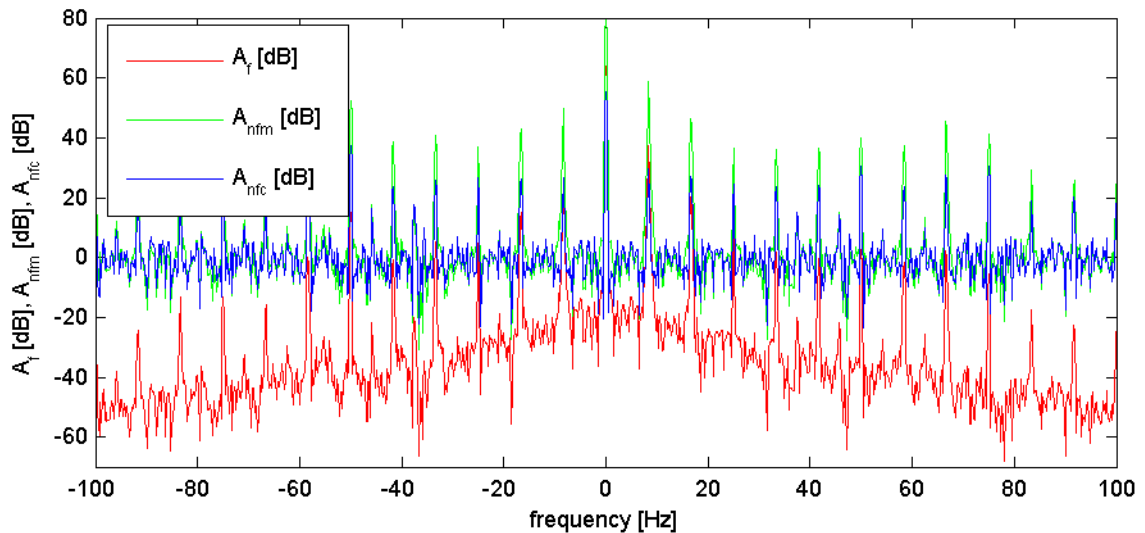
$$w_l(\tau) = e^{-\frac{4\tau^2 f_{rot}^2}{25}}. \quad (7.6)$$

Zahrnutí otáčkové frekvence do vztahu okénkové funkce umožňuje používat stejný předpis pro váhovou funkci i při měnící se otáčkové frekvenci.

Definujme nyní normovaná úplná spektra

$$A_{nfm}(f) = \frac{A_f(f)}{A_{fme}(f)}, \quad (7.7)$$

$$A_{nfc}(f) = \frac{A_f(f)}{A_{fce}(f)}. \quad (7.8)$$



Obrázek 7-11: Porovnání metod normování úplného spektra

Na obrázku 7-11 je červenou barvou vyznačeno původní úplné spektrum, zelenou barvou normované mediánové úplné spektrum a modrou barvou normované spektrální úplné spektrum. Pro všechna spektra je zobrazen jejich logaritmus. Při logaritmickém přepočtu amplitud spekter dochází při procesu normování k odečtení mediánového nebo liffrovaného spektra od původního úplného spektra, čímž dochází k jeho vycentrování okolo hodnoty 0 dB. Z uvedeného obrázku je patrné, že subharmonické složky nyní amplitudově převyšují nízkofrekvenční šum, čehož jsme chtěli dosáhnout.

V levé části obrázku 7-12 je zobrazen původní kumulativní úplný spektrogram vypočtený ze signálů z první roviny (SV1) relativních rotorových vibrací TG 80 MW. V pravé části tohoto obrázku je zobrazen normovaný kumulativní úplný spektrogram s potlačeným šumem pozadí. Pro normování byla použita metoda založená na lifftraci úplného spektra dle vztahu (7.8).

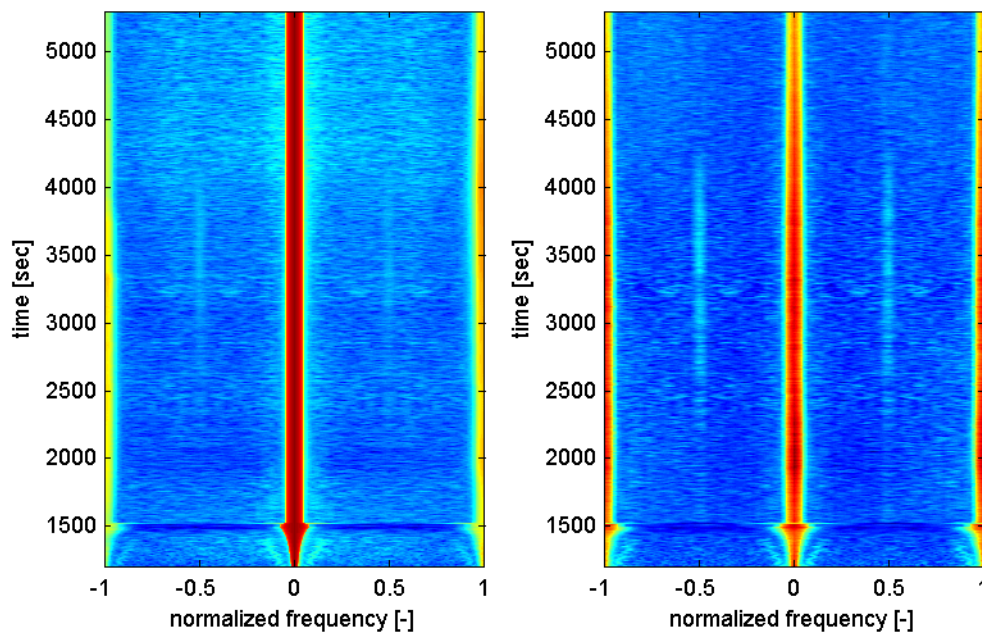
Logaritmuje vztah (7.8)

$$\ln(A_{nfc}(f)) = \ln(A_f(f)) - \ln(A_{fce}(f)), \quad (7.9)$$

$$\ln(A_{nfc}(f)) = F\{c_f(\tau)\} - F\{c_f(\tau)w_l(\tau)\}, \quad (7.10)$$

$$\ln(A_{nfc}(f)) = F\{c_f(\tau)(1-w_l(\tau))\}. \quad (7.11)$$

Ze vztahu (7.11) plyne, že normované úplné spektrum lze získat Fourierovou transformací úplného kepstra váženého funkcí $1-w(\tau)$. Tento výsledek bude použit v další části kapitoly při kombinaci metod normování a filtrování nesynchronních složek úplného spektra.



Obrázek 7-12: Porovnání kumulativního a normovaného kumulativního úplného spektrogramu

7.3 Filtrace nesynchronních složek úplného spektra

V závěru první části této kapitoly byl diskutován druhý nedostatek samostatné kumulace úplného spektra. Za určitých podmínek mohou i složky, které přímo nesouvisí s kmitáním rotoru, způsobit falešný dojem přítomnosti subharmonických složek v úplném spektru. I tento nedostatek je možné vyřešit s využitím kepstrální analýzy.

Předpokládejme, že úplné spektrum vibračního signálu obsahuje základní harmonickou a její celočíselné násobky, resp. podíly. Úplné kepstrum takového signálu obsahuje významné navýšení na základní kvefreci, dané převrácenou hodnotou základní frekvence, a na jejích celočíselných násobcích. Obecně však může spektrum obsahovat i další, nesynchronní frekvenční složky, a tak se také v kepstru mohou vyskytnout špičky i na jiných kvefrecích. Potlačení kepstrálních koeficientů mimo násobky základní kvefrence pak můžeme získat vážené kepstrum s frekvenčními komponentami vztaženými pouze k základní harmonické. Toho lze dosáhnout vážením kepstra signálu vhodnou váhovou

funkcí. Stejně jako v předchozí části budeme uvažovat Gaussovou váhovou funkci. Pro zachování kepstrálních koeficientů pouze na základní kvefrecenci a jejích násobcích definujeme váhovou funkci ve tvaru

$$w_l(\tau) = \sum_{k=-K}^K e^{-\frac{(\tau - kT_{rot})^2}{2\sigma_w^2}}, \quad (7.12)$$

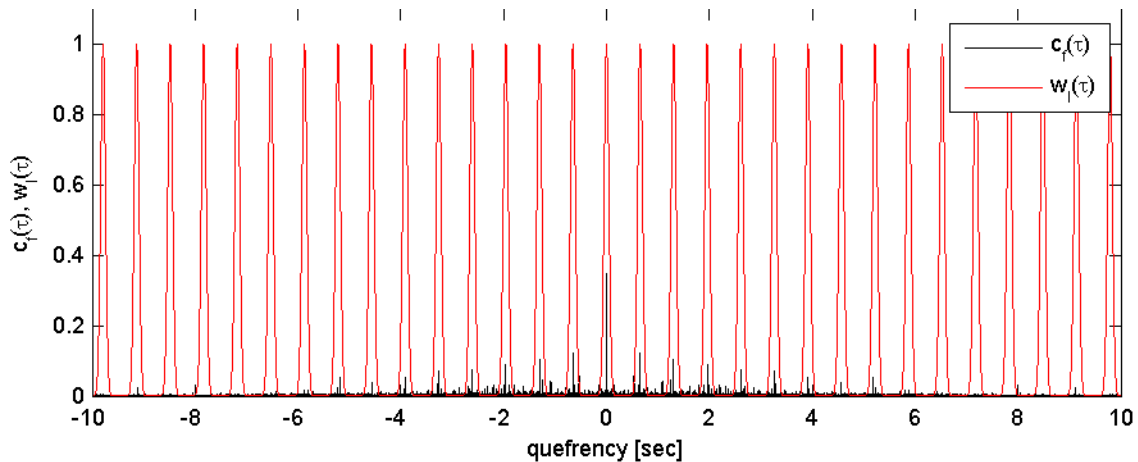
kde T_{rot} označuje periodu otáčení rotoru. Váhová funkce je tvořena součtem $2K+1$ Gaussových funkcí, posouvaných podél kvefrenční osy.

Při výpočtu kepstra pomocí DFT je hodnota K dána vztahem:

$$K = \left\lfloor \frac{\tau_{max}}{T_{rot}} \right\rfloor. \quad (7.13)$$

Hodnota maximální kvefrence τ_{max} se vypočte podle vztahu (4.30).

Na obrázku 7-13 je černou barvou zobrazeno úplné kepstrum vypočtené ze signálů relativních rotorových vibrací změřených na TG 270 MW na předním ložiskovém stojanu NT dílu při provozu na natáčedle. Červenou barvou je vyznačena váhová funkce.



Obrázek 7-13: Kepstrum signálu a váhová funkce

Logaritmické liftrované úplné spektrum je dáno vztahem:

$$\ln(A_{lfc}(f)) = F\{c_f(\tau)w_l(\tau)\}. \quad (7.14)$$

Předchozí vztah můžeme dále upravit:

$$\begin{aligned} \ln(A_{lfc}(f)) &= F\{c_f(\tau)\} * F\{w_l(\tau)\}, \\ \ln(A_{lfc}(f)) &= \ln(A_f(f)) * F\{w_l(\tau)\}. \end{aligned} \quad (7.15)$$

S využitím konvolučního teoremu vidíme, že liftrované úplné spektrum je dáno konvolucí logaritmického úplného spektra a Fourierova obrazu váhové funkce. Dále odvodíme výsledek této konvoluce pro váhovou funkci zvolenou podle (7.12).

Pro Fourierovu transformaci váhové funkce platí:

$$F\{w_l(\tau)\} = \int_{-\infty}^{\infty} \sum_{k=-K}^K e^{-\frac{(\tau-kT_{rot})^2}{2\sigma_w^2}} e^{-j2\pi f\tau} d\tau. \quad (7.16)$$

V dalších úpravách vztahu (7.16) využijeme linearitu Fourierovy transformace a Větu o posunutí originálu, viz [37]:

$$F\{w_l(\tau)\} = \sum_{k=-K}^K \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{(\tau-kT_{rot})^2}{2\sigma_w^2}} e^{-j2\pi f\tau} d\tau, \quad (7.17)$$

$$F\{w_l(\tau)\} = \sum_{k=-K}^K e^{-j2\pi fkT_{rot}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{(\tau-kT_{rot})^2}{2\sigma_w^2}} e^{-j2\pi f(\tau-kT_{rot})} d\tau, \quad (7.18)$$

$$F\{w_l(\tau)\} = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \sum_{k=-K}^K e^{-j2\pi fkT_{rot}}. \quad (7.19)$$

Limitním přechodem pro $K \rightarrow \infty$ je možné poslední vztah dále upravit, ([48])

$$F\{w_l(\tau)\} = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \sum_{k=-\infty}^{\infty} \delta(f + kf_{rot}). \quad (7.20)$$

S pomocí vztahu (7.20) tak můžeme dále upravit vztah pro výpočet liftrovaného úplného spektra

$$\ln(A_{lfc}(f)) = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \left[\ln(A_f(f)) * \sum_{k=-\infty}^{\infty} \delta(f + kf_{rot}) \right], \quad (7.21)$$

$$\ln(A_{lfc}(f)) = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \sum_{k=-\infty}^{\infty} \left[\ln(A_f(f)) * \delta(f + kf_{rot}) \right], \quad (7.22)$$

$$\ln(A_{lfc}(f)) = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \sum_{k=-\infty}^{\infty} \ln(A_f(f + kf_{rot})). \quad (7.23)$$

Z posledního vztahu plyne, že při výpočtu liftrovaného úplného spektra dochází ke sčítání hodnot logaritmického úplného spektra po násobcích otáčkové frekvence, přičemž výsledek je vážen Gaussovou funkcí.

Při zpracování diskretních signálů je hodnota K vždy konečná, ale i přesto je vztah (7.23) důležitý pro správnou interpretaci kепstrální lífrace.

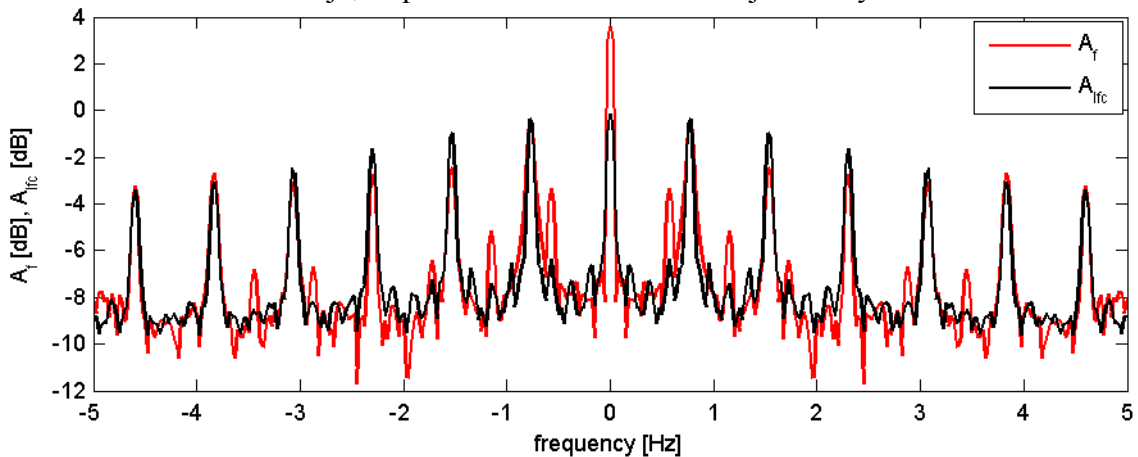
Tvar logaritmického liftrovaného úplného spektra pro konečné K

$$\ln(A_{lfc}(f)) = \sigma_w \sqrt{\pi} e^{-4\sigma_w^2 \pi^2 f^2} \sum_{k=-K}^K \left[\ln(A_f(f)) * e^{-j2\pi f k T_{rot}} \right]. \quad (7.24)$$

Parametr σ_w je opět vhodné vztáhnout k otáčkové frekvenci. Tím bude zaručeno, že pro nevhodně zvolené σ_w nedojde při vysoké otáčkové frekvenci (špičky v kepru budou blíže u sebe) k překrytí jednotlivých váhových funkcí ve vztahu (7.12). V této práci je tento parametr volen

$$\sigma_w = \frac{5}{\sqrt{2} f_{rot}}. \quad (7.25)$$

Na obrázku 7-14 je červeně zobrazeno logaritmické úplné spektrum signálů z předního NT ložiskového stojanu TG 270 MW a černě je pak zobrazen průběh logaritmického liftrovaného úplného spektra podle vztahu (7.24). Rušivé složky úplného spektra, které nesouvisí s kmitáním stroje, se podařilo touto metodou do jisté míry odfiltrout.



Obrázek 7-14: Filtrace neharmonických složek úplného spektra

Volbou vhodné váhové funkce lze spojit proces normování a liftrace úplného spektra, a tak získat normované úplné spektrum s potlačeným šumem pozadí a s filtrovanými neharmonickými složkami. Zavedme novou váhovou funkci, danou součinem váhových funkce ze vztahu (7.11) a váhové funkce (7.12)

$$w_l(t) = \left(1 - e^{-\frac{4t^2 f_{rot}^2}{25}} \right) \cdot \sum_{k=-K}^K e^{-\frac{(t-kT_{rot})^2 f_{rot}^2}{25}}. \quad (7.26)$$

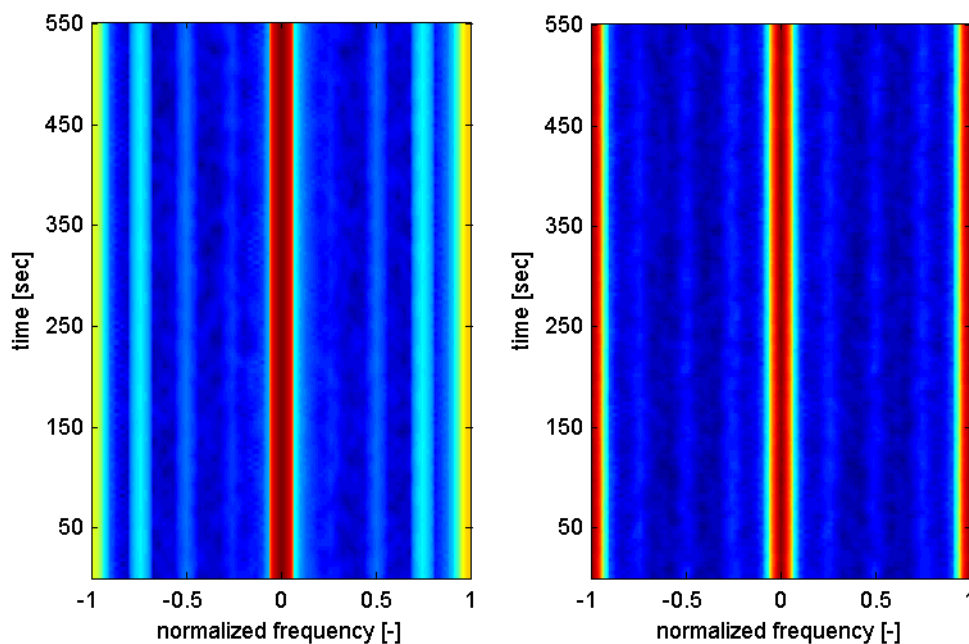
Aplikací této váhové funkce ve vztahu (7.14) se vypočte liftrované normované (Liftered Normalized, LN) úplné spektrum

$$\ln(A_{lnfc}(f)) = \ln(A_f(f)) * F \left\{ \left(1 - e^{-\frac{4t^2 f_{rot}^2}{25}} \right) \cdot \sum_{k=-K}^K e^{-\frac{(t-kT_{rot})^2 f_{rot}^2}{25}} \right\} \quad (7.27)$$

Na základě liftovaného normovaného úplného spektra pak lze vypočítat kumulativní liftované normované úplné spektrum

$$A_{clnfc}(f_n) = \frac{1}{N_c} \sum_{k=0}^{N_c-1} A_{lnfc}((f_n + \text{sign}(f_n)k)f_{rot}), \quad f_n = (-1,1), \quad (7.28)$$

Na obrázku 7-15 je v levé části zobrazeno kumulativní úplné spektrum a v pravé pak kumulativní liftované normované (Cumulative Liftered Normalized, CLN) úplné spektrum s potlačeným šumem pozadí a filtrovanými nežádoucími frekvenčními složkami.



Obrázek 7-15: Porovnání kumulativního úplného spektra a kumulativního liftovaného normovaného úplného spektra

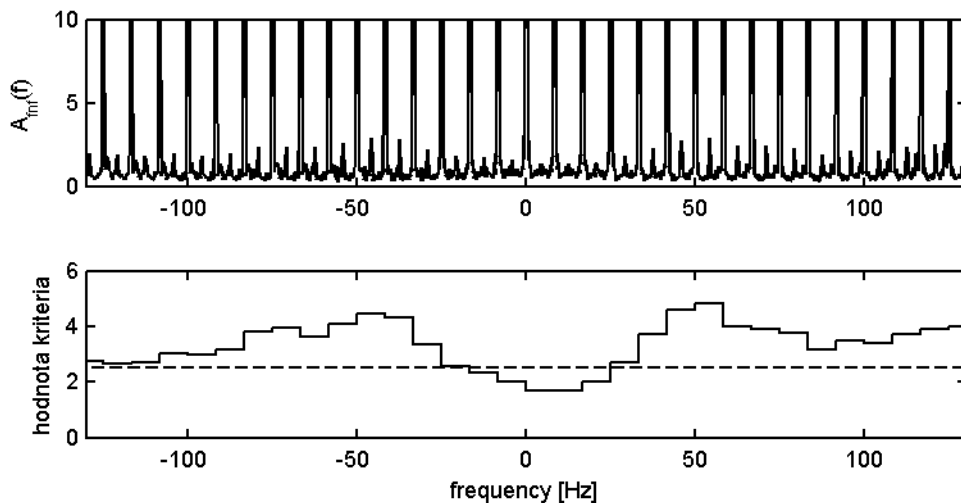
7.4 Výběr vhodných intervalů pro kumulaci

Celkový výsledek kumulace LN úplného spektra je primárně závislý na volbě vhodných intervalů LN úplného spektra, které budou do kumulace zahrnuty. Kumulace LN úplného spektra je vlastně průměrování intervalů LN úplného spektra, stanovených otáčkovou frekvencí. Se vzrůstajícím počtem frekvenčních intervalů, ve kterých se subharmonické složky nevyskytují, a přesto jsou tyto intervaly zahrnuty do kumulace úplného spektra, se snižuje celková amplituda subharmonických v CLN úplném spektru. V úplném spektru na obrázku 7-2 jsou subharmonická $1/2X$ a její násobky patrné již od prvního intervalu. V tomto případě by bylo vhodné zahrnout do kumulace úplného spektra intervaly od $0 - 1X$ (pro kladné i záporné frekvence). Na rozdíl od úplného spektra na obrázku 7-6, kde se subharmonické vyskytují až ve třetím intervalu, tj. $2X - 3X$, pro záporné frekvence a ve čtvrtém intervalu pro kladné frekvence. Zde by naopak bylo vhodné intervaly do $3X$ do kumulace nezahrnout. Z tohoto důvodu bylo navrženo kritérium, podle kterého se automaticky rozhoduje o zahrnutí, popř. nezahrnutí daného intervalu do kumulace.

Kritérium bylo stanoveno jako podíl maximální hodnoty úplného spektra v daném frekvenčním pásmu a mediánu spektra ve stejném pásmu. Aby nebyly zahrnuty do výpočtu kritéria hodnoty úplného spektra na násobcích otáčkové frekvence, je frekvenční pásmo zvoleno 15% – 85% frekvenčního intervalu. Tedy

$$J_{cum} = \frac{\max(A_{k_{nfc}}(\tilde{f}))}{\text{median}(A_{nfc}(\tilde{f}))}, \tilde{f} \in \langle (k-0.85)f_{rot}, (k-0.15)f_{rot} \rangle, k \in \langle -N_c+1, N_c \rangle. \quad (7.29)$$

Jestliže hodnota kritériální funkce překročí ve stanoveném frekvenčním pásmu předem určenou mez, pak je tento interval zahrnut do kumulace. Experimentálně byla hodnota této meze stanovena na 2,4. Pokud hodnota kritéria v žádném frekvenčním pásmu nepřekročí danou mez, jsou do kumulace zahrnuty pouze intervaly $-1X - 0$ a $0 - 1X$.



Obrázek 7-16: Automatická volba intervalů úplného spektra pro kumulaci

V horní části obrázku 7-16 je zobrazeno LN úplné spektrum z obrázku 7-6. V dolní části je pak zobrazen průběh kritériální funkce J . Přerušovanou čarou je v tomto grafu zobrazena mez 2,4. Na základě kritéria (7.29) je možné automaticky z kumulace vyjmout frekvenční pásmo $-2X - 3X$.

7.5 Zavedení charakteristických veličin pro potřeby automatické detekce částečného rubbingu

Kumulativní liftované normované úplné spektrogramy představují vhodný nástroj pro off-line vyhodnocení vzniku částečného rubbingu nebo pro on-line vyhodnocení při sledování vývoje spekter v čase za asistence obsluhy stroje. Pro automatickou detekci vzniku rubbingu je v této práci navržena metoda, která je založena na výpočtu tzv. charakteristických veličin. Výpočet charakteristické veličiny spočívá v porovnání amplitudy CLN úplného spektra na zvolené subharmonické frekvenci a amplitud v blízkém

okolí této frekvence. Jedná se v podstatě o stejný princip, který používá člověk, pokud hledá v CLN úplném spektrogramu subharmonické složky.

Charakteristická veličina pro frekvenci f je definována vztahem

$$\xi_{fX}^{\pm}(t) = \frac{\sum_{l=1}^{1/f-1} \frac{A_{fnc}(t, l \cdot f)}{1 \cdot f + N_f/2}}{\frac{1}{N_f} \sum_{k=l \cdot f - N_f/2} A_{fnc}(t, k)}, \quad (7.30)$$

kde N_f označuje počet frekvenčních linií v okolí frekvence f . V této práci je tato hodnota volena relativně ke zvolené subharmonické jako $0,26f$. Charakteristická veličina pro subharmonickou $1/2X$ je tedy dána podílem amplitudy na této frekvenci a střední hodnotou amplitud v jejím okolí. Veličina pro subharmonickou $1/3X$ je pak dána součtem dílčích charakteristik na pro frekvence $1/3X$ a $2/3X$. Veličina pro subharmonickou $1/4X$ je analogicky dána součtem dílčích charakteristik pro $1/4X$, $1/2X$ a $3/4X$. Stejným způsobem jsou definovány charakteristické veličiny pro nižší subharmonické. Zahrnutí dílčích charakteristických veličin pro vyšší násobky dané subharmonické do výpočtu charakteristické veličiny umožňuje maximální využití informace o vzniku této frekvenční složky ve spektru.

Pro získání ucelené informace o vzniku částečného rubbingu můžeme zavést výslednou charakteristickou veličinu danou lineární kombinací ξ_{f+} a ξ_{f-} :

$$\xi_f(t) = \frac{\xi_f^-(t) + \xi_f^+(t)}{2}. \quad (7.31)$$

Pro algoritmus detekce částečného rubbingu se ukázalo, že je vhodné průběh charakteristické veličiny aproximovat její střední hodnotou. Pro odhad střední hodnoty lze použít například rekurzivní metodu nejmenších čtverců s exponenciálním zapomínáním, viz. [46]. Předpis pro rekurzivní výpočet střední hodnoty charakteristické veličiny:

$$\bar{\xi}_f(t) = (1 - \lambda) \xi_f(t) + \lambda \bar{\xi}_f(t - \Delta t), \quad (7.32)$$

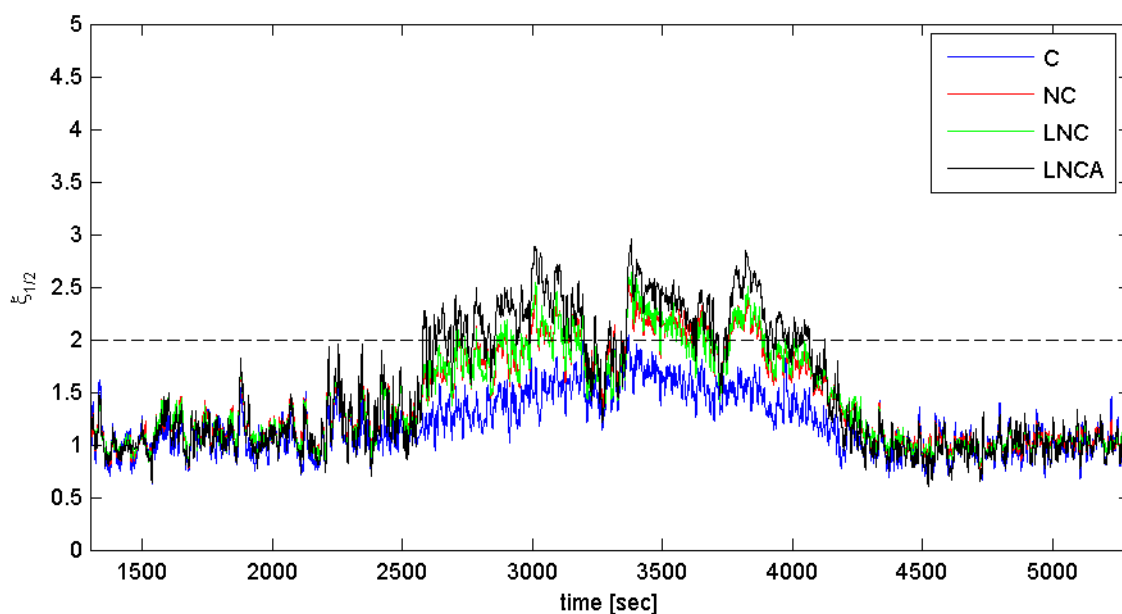
kde λ je tzv. faktor zapomínání. Předchozí vztah reprezentuje systém, jehož vstupem je charakteristická veličina a výstupem odhad její střední hodnoty. Při zpracování diskretních dat je vhodné vztáhnout faktor zapomínání k časové konstantě tohoto systému a frekvenci vzorkování charakteristické veličiny. Pro faktor zapomínání je možné odvodit vztah

$$\lambda = 1 - \frac{\Delta t}{\tau}, \quad (7.33)$$

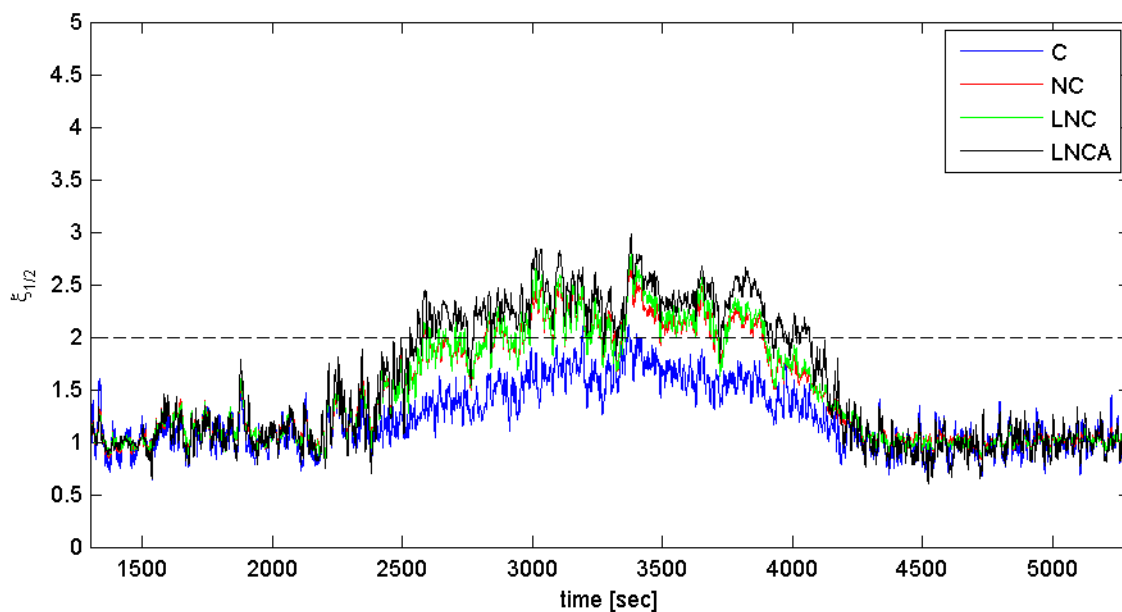
kde τ je časová konstanta systému a Δt představuje časové rozlišení úplného spektrogramu (obrácenou hodnotu vzorkovací frekvence charakteristické veličiny).

Na následujících obrázcích jsou vykresleny průběhy charakteristických veličin pro signály z TG 80 MW, roviny 1 a 3 (obrázky 7-5 a 7-4) a dále pro signály z TG 270 MW (obrázek 7-8). Pro posouzení vlivu normování, lífrace úplných spekter a adaptivní volby

frekvenčních intervalů vhodných pro kumulaci úplného spektra, jsou v obrázcích vykresleny vždy 4 průběhy. Prvním z nich je charakteristická veličina vypočtena na základě kumulace úplného spektra s pevným počtem frekvenčních intervalů (C), druhým je veličina vypočtená na základě kumulace normovaného úplného spektra podle rovnice (7.11) s pevným počtem frekvenčních intervalů (NC), třetím je veličina vypočtená na základě kumulace liftrovaného normovaného úplného spektra s pevným počtem frekvenčních intervalů (LNC) a čtvrtým je veličina vypočtená na základě kumulace liftrovaného normovaného úplného spektra s adaptivním výběrem frekvenčních intervalů (LNCA).

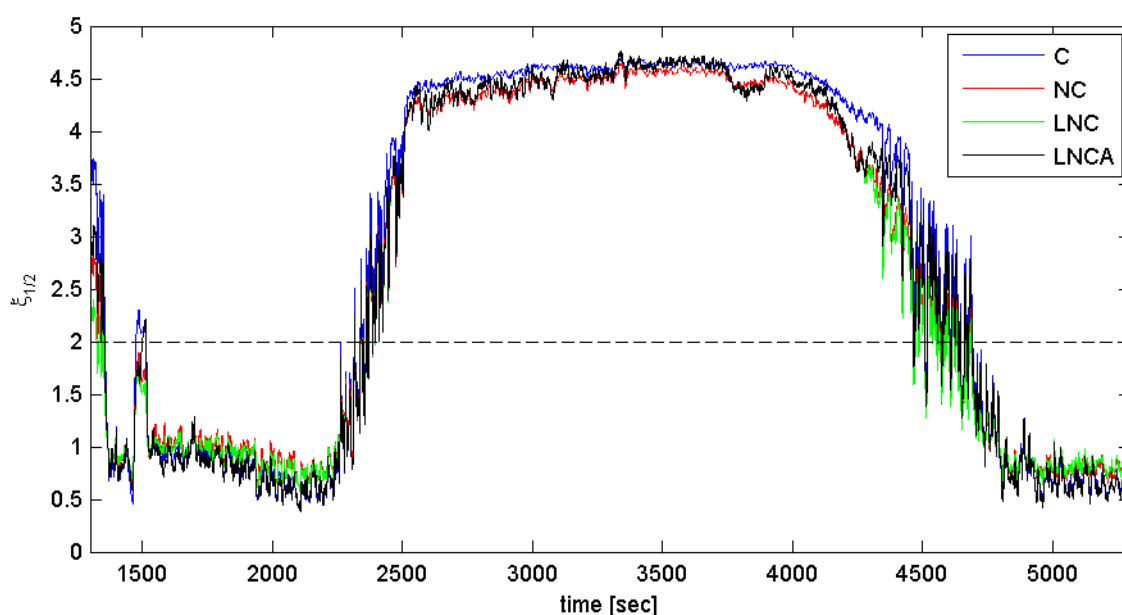


Obrázek 7-17: Průběhy charakteristických veličin 1/2X, TG 80 MW – SV1, Nc = 10

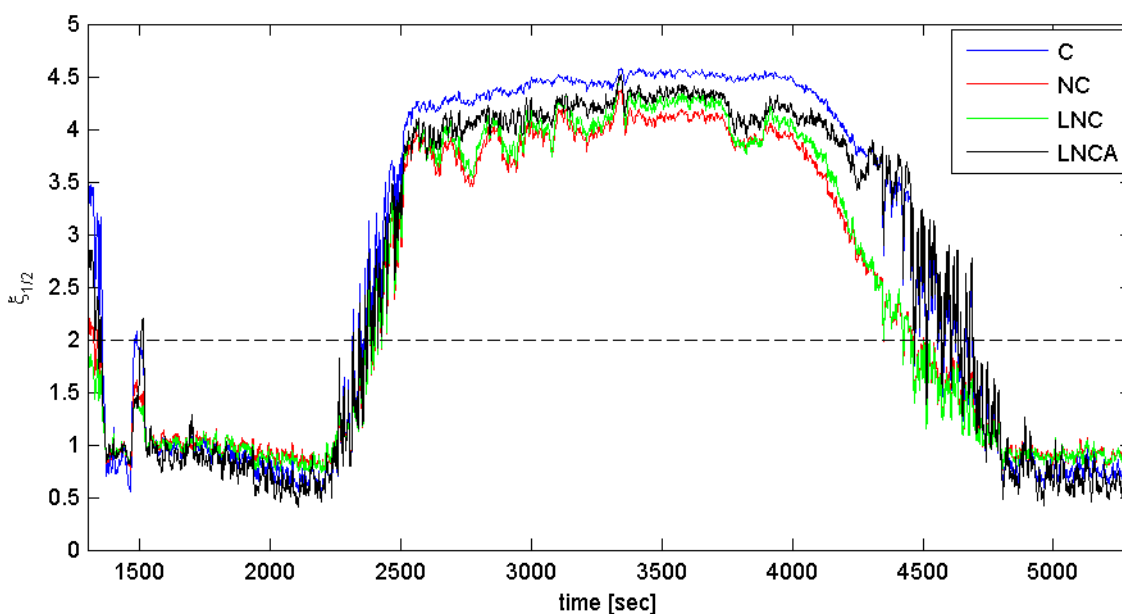


Obrázek 7-18: Průběhy charakteristických veličin 1/2X, TG 80 MW – SV1, Nc = 20

Na obrázcích 7-17 a 7-18 jsou zobrazeny průběhy charakteristických veličin $1/2X$ pro signály SV1 z TG 80 MW pro $N_c = 10$ a $N_c = 20$. Velmi slabé subharmonické $7/2X$ a $9/2X$ byly v signálech zastoupeny již od času 1500 s. Okamžik silnějšího projevu $1/2X$ pak koresponduje s nárůstem charakteristických veličin. K největšímu nárůstu dochází u veličiny vypočtené z kumulativního lifrovaného normovaného úplného spektra s adaptivním výběrem frekvenčních intervalů pro kumulaci. K nejnižšímu pak u veličiny vypočtené z kumulativního úplného spektra bez normování či filtrace. Nárůst veličin vypočtených z kumulativního normovaného, resp. lifrovaného úplného spektra s pevným počtem intervalů pro kumulaci vykazuje taktéž dobrou shodu se vznikem částečného rubbingu.

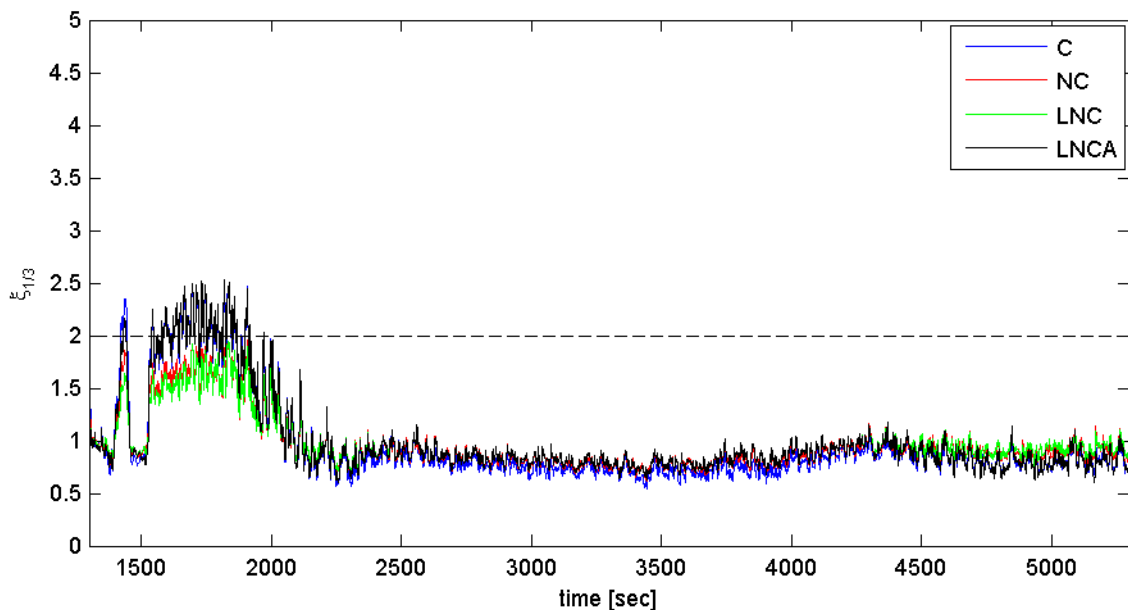


Obrázek 7-19: Průběhy charakteristických veličin $1/2X$, TG 80 MW – SV3, $N_c = 10$

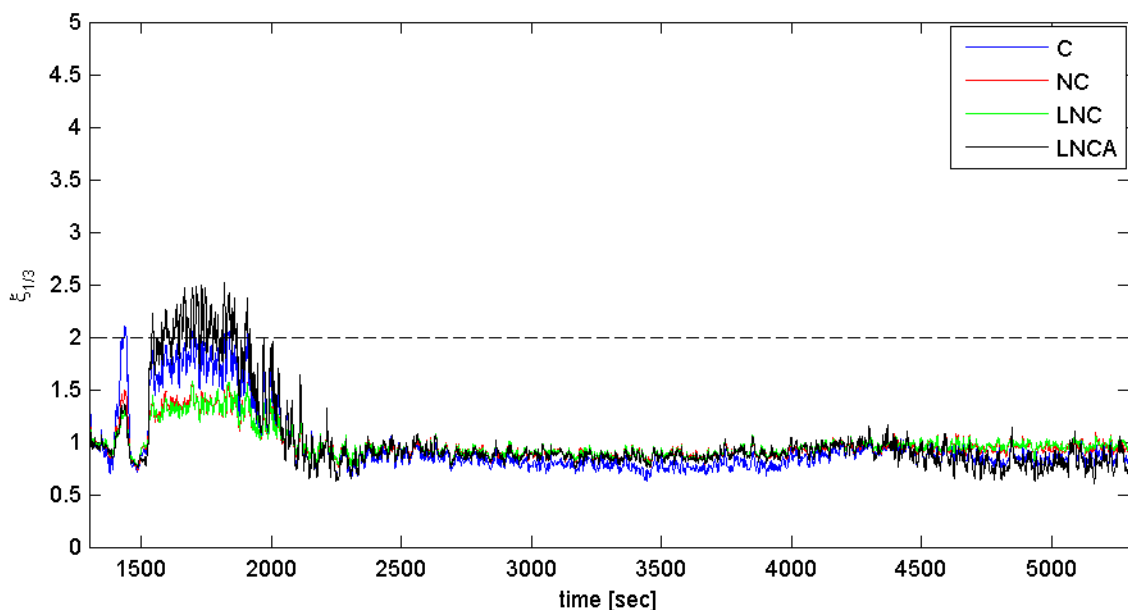


Obrázek 7-20: Průběhy charakteristických veličin $1/2X$, TG 80 MW – SV3, $N_c = 20$

Na obrázcích 7-19 a 7-20 jsou zobrazeny průběhy charakteristických veličin $1/2X$ pro signály SV3 z TG 80 MW pro $N_c = 10$ a $N_c = 20$. V obou případech je patrná silná korelace mezi vznikem subharmonických ve spektru a nárůstem charakteristických veličin. Pro $N_c = 10$ je možné pro automatickou detekci použít libovolnou ze 4 metod kumulace. Veličiny založené na C a LNCA vykazují silný nárůst i při slabých subharmonických (čas okolo 1500s). Při zvýšení N_c pak veličiny založené na NC a LNC vykazují pokles a zejména pak nejsou schopny sledovat výskyt kontaktu před jeho ukončením. Velké hodnoty charakteristických veličin založených na C souvisí s výskytem subharmonických již od prvního frekvenčního intervalu $0 - 1X$ a s nízkou úrovní nízkofrekvenčního šumu.

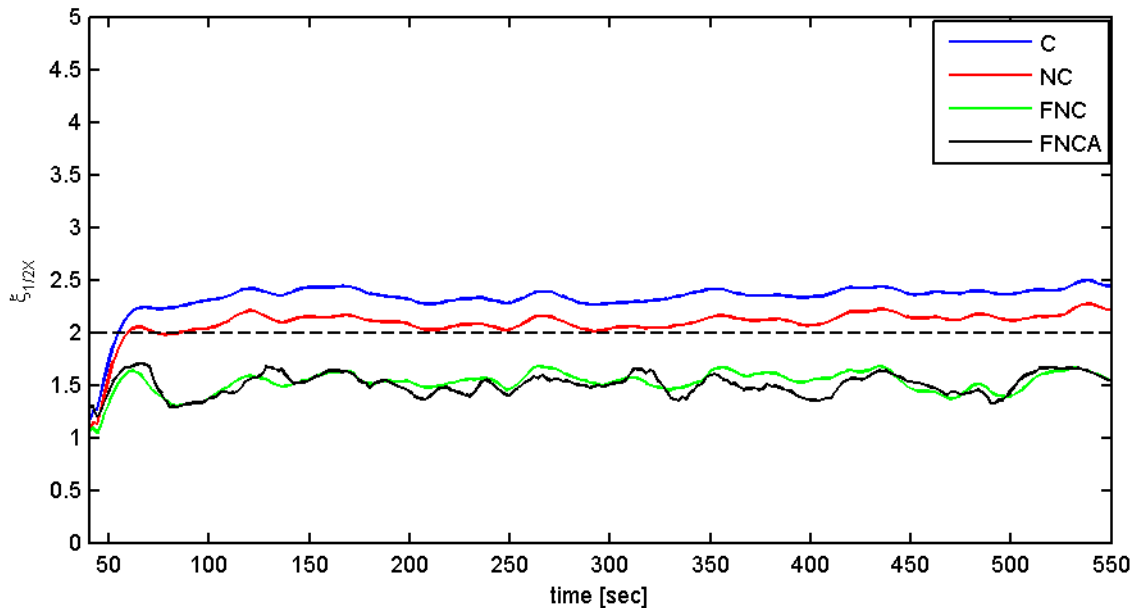


Obrázek 7-21: Průběhy charakteristických veličin $1/3X$, TG 80 MW – SV3, $N_c = 10$

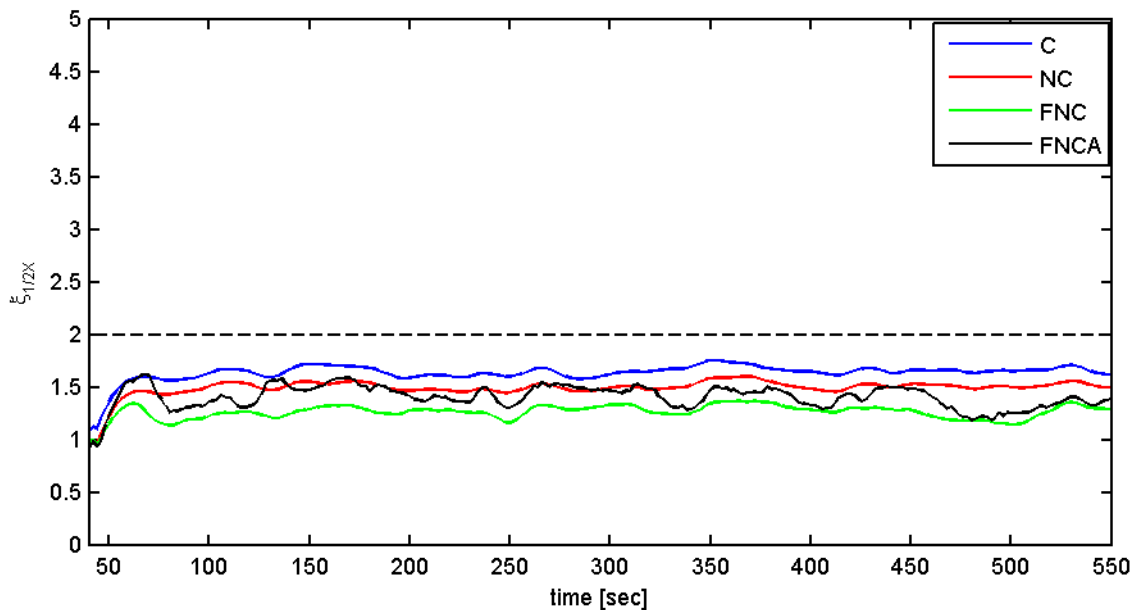


Obrázek 7-22: Průběhy charakteristických veličin $1/3X$, TG 80 MW – SV3, $N_c = 20$

Na obrázcích 7-21 a 7-22 jsou vykresleny průběhy charakteristických veličin $1/3X$ pro signály SV3 z TG 80 MW pro $N_c = 10$ a $N_c = 20$. Pro nižší počet frekvenčních intervalů zahrnutých do kumulace dochází k největšímu nárůstu charakteristických veličin založených na C a LNCA. Nárůst veličin založených na NC a LNC je nižší. Pro $N_c = 20$ pak na první vznik subharmonických nejlépe reaguje veličina založená na C, na druhý vznik pak veličina založená na LNCA.



Obrázek 7-23: Průběhy charakteristických veličin $1/2X$, TG 270 MW – SV3, $N_c = 10$



Obrázek 7-24: Průběhy charakteristických veličin $1/2X$, TG 270 MW – SV3, $N_c = 20$

Na obrázcích 7-21 a 7-24 jsou vykresleny průběhy charakteristických veličin pro signály SV3 z TG 270 MW pro $N_c = 10$ a $N_c = 20$. Pro $N_c = 10$ vykazují charakteristické veličiny založené na C a NC, tedy bez lífrace úplného spektra, nárůst hodnot, který se u veličin

založených na LNC a LNCA neprojevuje. Pro $N_c = 20$ se hodnota veličin založených na C a NC snížila, což je dáno větším počtem intervalů zahrnutých do kumulace, neboť se rušivé subharmonické složky v tomto konkrétním případě vyskytují do 6. harmonické.

Charakteristické veličiny definované dle (7.30), (7.31) a (7.32) se ukázaly být vhodnými indikátory pro automatickou detekci částečného rubbingu. Získané výsledky potvrzují vhodnost navržených postupů, tj. pro kumulaci volit liftrované normované úplné spektrum s adaptivním výběrem počtu frekvenčních intervalů pro kumulaci. S ohledem na obrázky 7-19 a 7-21 je vhodné volit parametr $N_c = 10$. Vyšší hodnoty N_c pak mohou v některých případech snížit citlivost metody na možnost detekce vzniku částečného rubbingu s malou intenzitou. Zároveň je z uvedené analýzy možné zvolit podmínku pro detekci částečného rubbingu

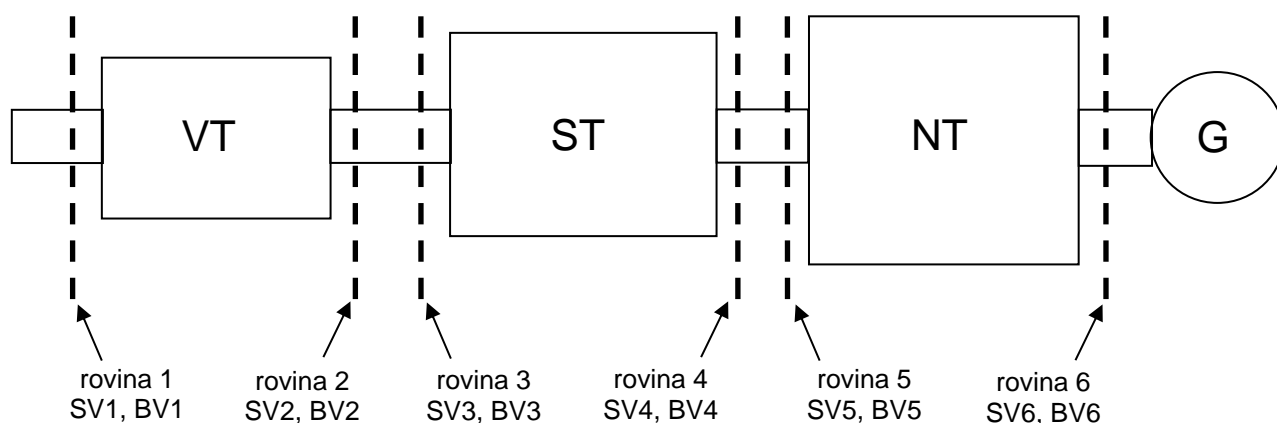
$$\xi_{jx} > 2. \quad (7.34)$$

V této kapitole byla popsána nová metoda vhodná pro detekci částečného rubbingu. Byly zde diskutovány nedostatky základního zpracování, tj. pouhé kumulace (průměrování) úplného spektra a byly navrženy metody pro jejich potlačení, založené na liftraci a normování úplného spektra. Tím se podařilo potlačit vliv nízkofrekvenčních šumů a také frekvenčních složek, které nesouvisí s vibracemi rotoru. Navržené řešení bylo matematicky podloženo. Navržená metoda se ukázala být vhodným nástrojem pro off-line diagnostiku vzniku rubbingu, neboť v sobě obsahuje informace o vzniku subharmonických složek z širokého frekvenčního pásma. Dále byly definovány tzv. charakteristické veličiny, které sledují vznik subharmonických složek v kumulativním úplném spektru a jedná se o vhodné veličiny pro automatickou detekci vzniku částečného rubbingu. Na ilustrativních příkladech pak byly demonstrovány vlastnosti uvedených metod dokazující opodstatněnost navrženého řešení.

8. Unikátní způsob detekce rubbingu při nízkých otáčkách na TG 220 MW

V letech 2012 – 2014 byl pro doplňující diagnostiku TG 220 MW použit systém pro automatickou detekci a lokalizaci rubbingu RAMS. Tento systém vznikl na katedře kybernetiky Západočeské univerzity v Plzni. Systém RAMS umožňuje kontinuální ukládání diskretizovaných měřených signálů na interní a externí HDD. Za dobu jeho používání bylo detekováno celkem 8 událostí, kdy ke kontaktu mezi rotorem a statorem s velkou pravděpodobností došlo. Zaznamenané signály byly velkým přínosem, neboť umožnily další výzkum a vývoj metod pro detekci a lokalizaci rubbingu. V rámci této kapitoly je popsán postup diagnostiky rubbingu na TG 220 MW při provozu v režimu natáčedla.

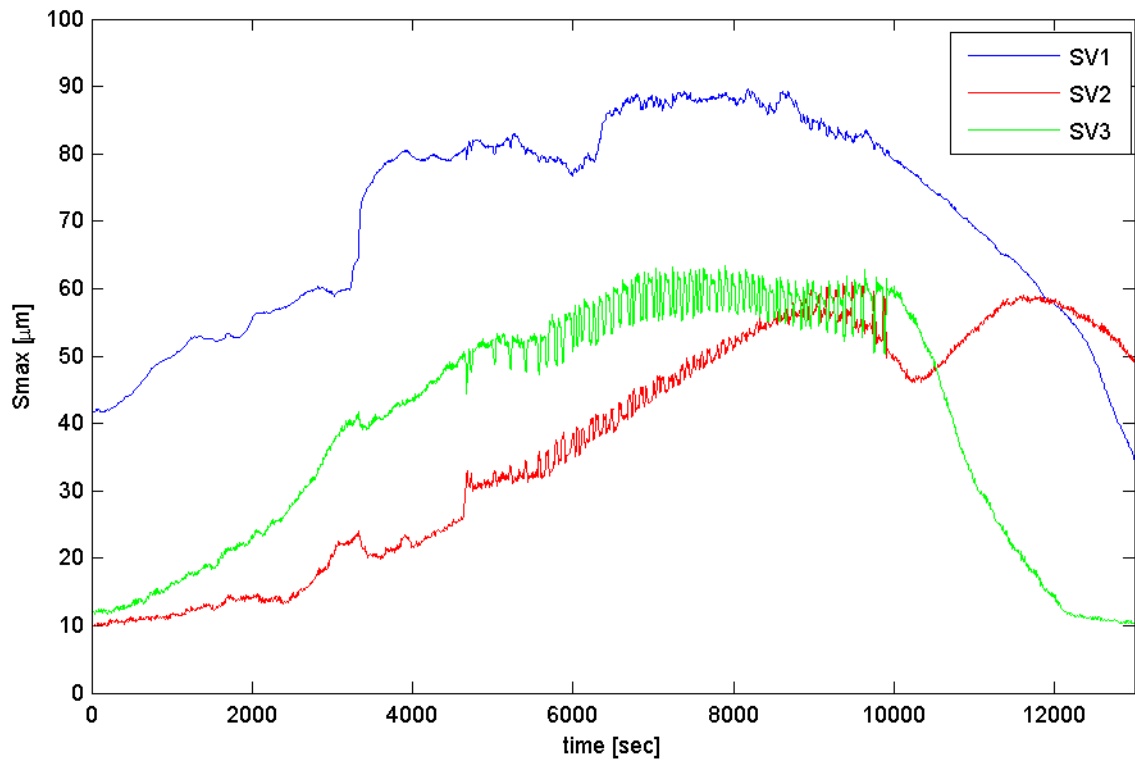
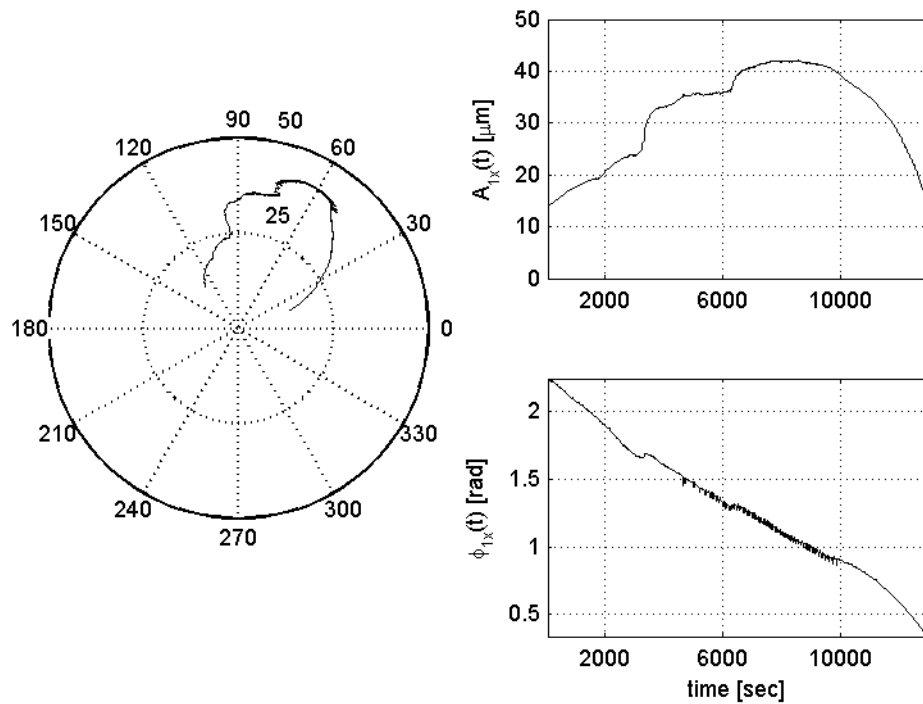
Na obrázku 8-1 je zobrazeno schéma TG 220 MW včetně znázornění měřicích míst. Jedná se o třítělesovou turbínu s vysokotlakým dílem (VT), středotlakým dílem (ST) a symetrickým nízkotlakým dílem (NT).



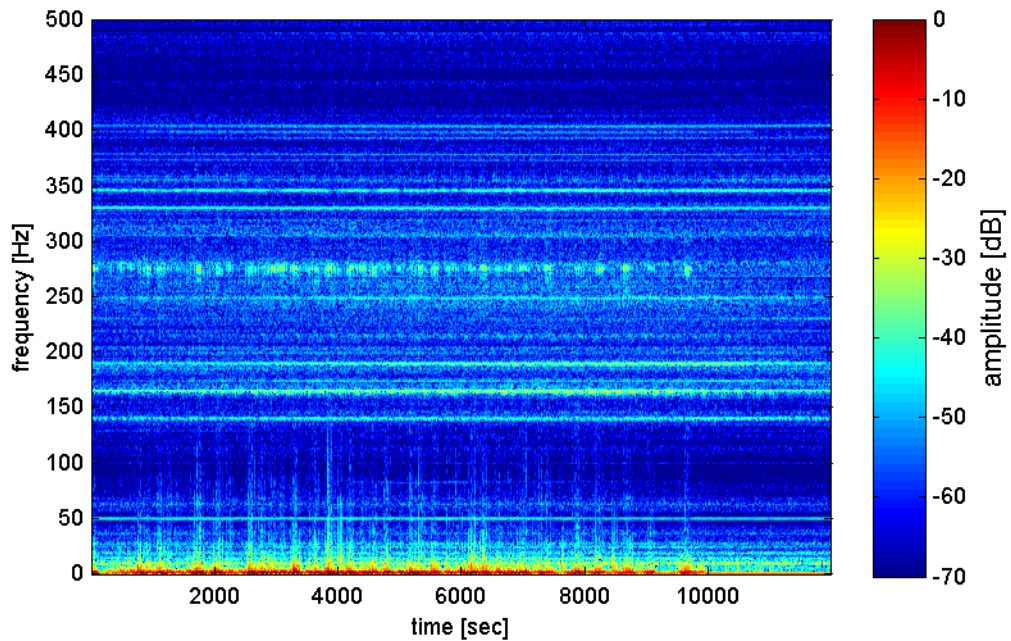
Obrázek 8-1: Měření vibračních signálů na TG 220 MW

Na rozdíl od měření na TG 80 MW, kde byly systémem OROS měřeny pouze relativní rotorové vibrace, na TG 220 MW se měřily také absolutní vibrace ložiskových stojanů a skříní. Pro měření relativních vibrací jsou na TG 220 MW používány snímače PR 6423 a pro měření absolutních vibrací snímače W 793 měřící rychlost vibrací.

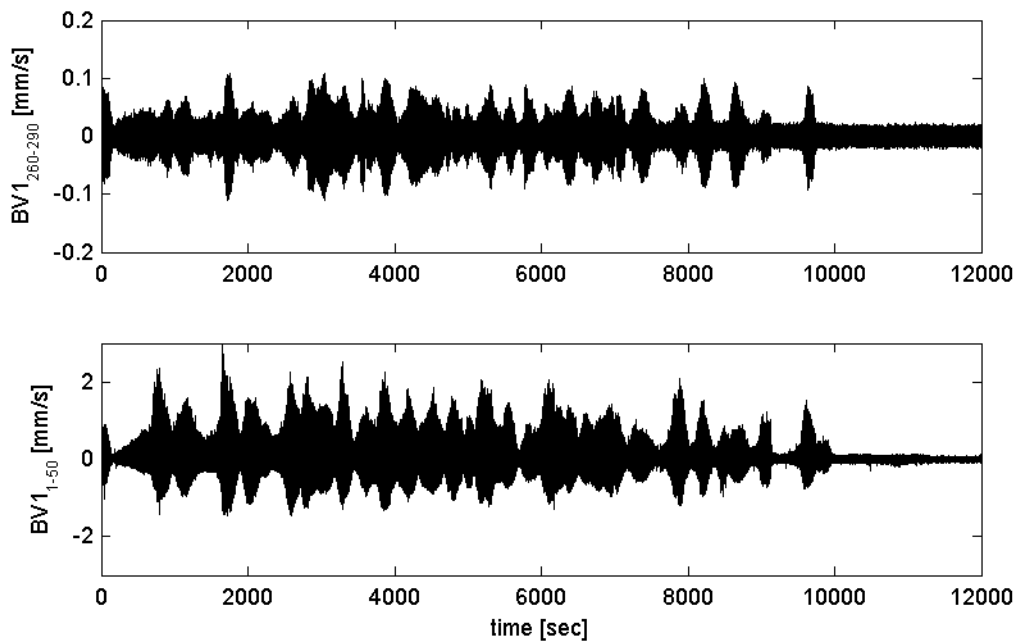
Dne 25. 3. 2012 proběhl na tomto stroji doběh z provozních otáček 3000 ot/min na 64 ot/min. Po přibližně po 14 hodinovém provozu na natáčedle detekoval systémem RAMS zvýšenou úroveň vibrací, převyšující hodnotu 40 μm . Tento stav trval 3,5 h. Na obrázku 8-2 jsou zobrazeny průběhy veličin S_{max} . Největší ohyb nastal na předním VT dílu (SV1). Velmi zajímavá je korelace mezi nárůstem vibrací na rovinách 1 a 3, přičemž nárůst vibrací na rovině 2 má odlišný charakter. Na obrázku 8-3 v levé části zobrazen fázor 1X signálu SV1-x v polárních souřadnicích a v pravé části pak časové průběhy amplitudy a fáze 1X. Z uvedeného průběhu je ohyb rotoru zcela zjevný. Na obrázku 8-4 je zobrazen amplitudový spektrogram signálu BV1. Zde si můžeme povšimnout opakovaného buzení nízkofrekvenčních složek spektra a dále pak buzení frekvencí v oblasti okolo 277 Hz. Toto buzení pak ustává při snížení vibrací na předním VT dílu.

Obrázek 8-2: TG 220 MW, průběh S_{max} veličin

Obrázek 8-3: TG 220 MW, průběh amplitudy a fáze 1X pro SV1 – x

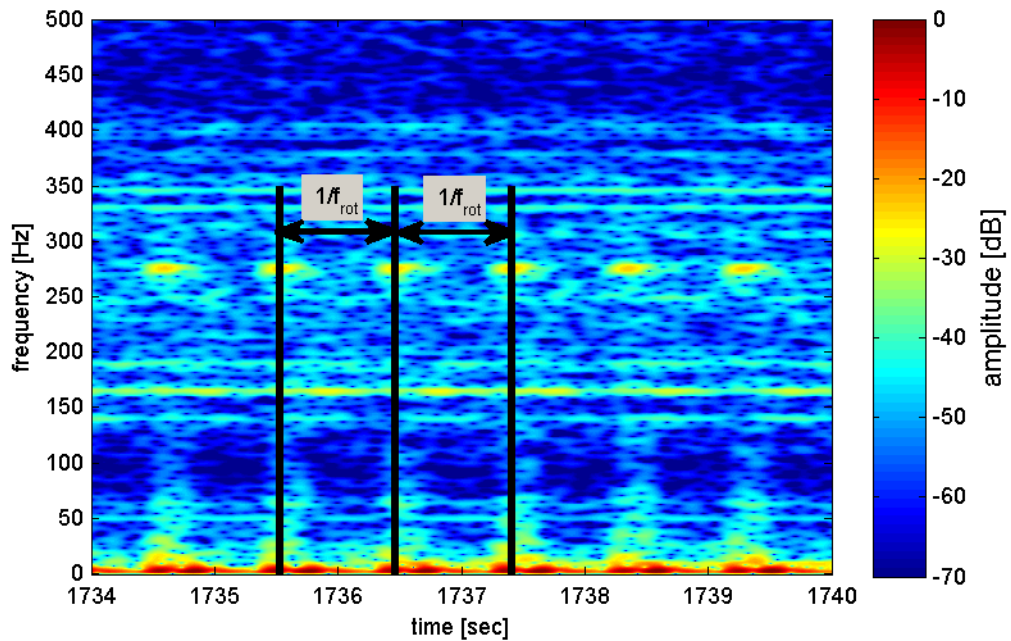


Obrázek
8-4: TG 220 MW, amplitudový spektrogram signálu BV1

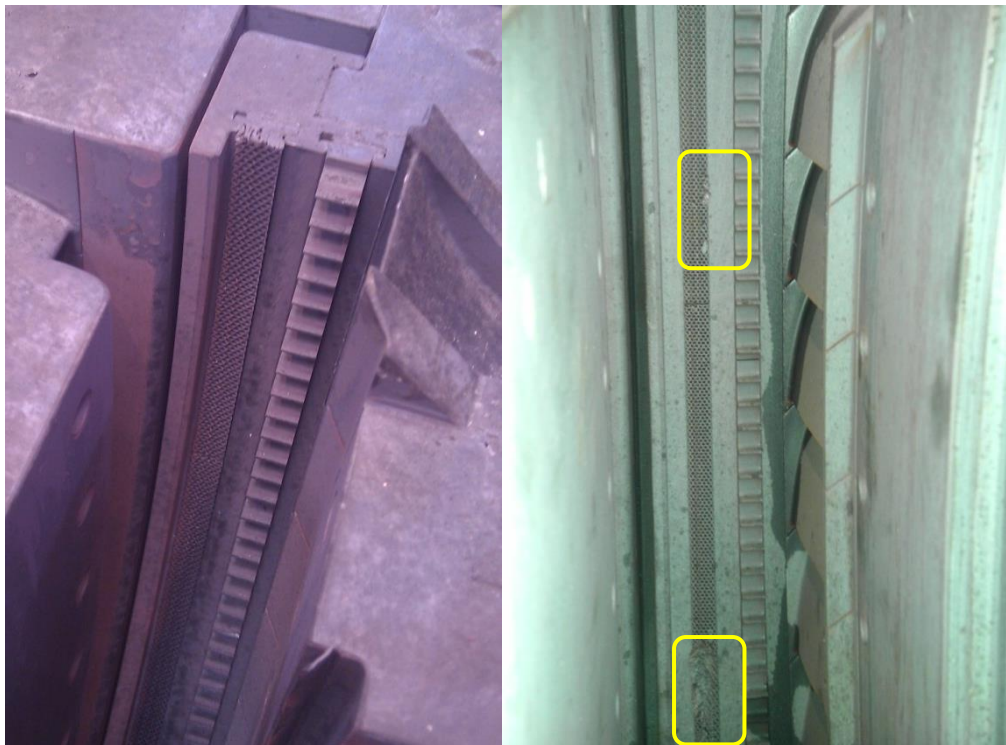


Obrázek 8-5: TG 220 MW, průběhy filtrovaného signálu BV1

Na obrázku 8-5 jsou vykresleny průběhy filtrovaného signálu BV1. V horní části je zobrazen průběh filtrovaného signálu v rozsahu 260 až 290 Hz. Na dolní části pak průběh nízkofrekvenčních složek v rozsahu 1 až 50 Hz. Pro filtraci byl použit filtr typu PP. U obou průběhů je patrná souvislost s ohybem rotoru. Na obrázku 8-6 je zobrazen detail Gaborovy transformace signálu BV1. Jak je patrné, tak k buzení nízkofrekvenčních složek i složek v oblasti 277 Hz dochází periodicky s periodou otáčení rotoru.



Obrázek 8-6: TG 220 MW, Gaborova transformace signálu BV1, detail



Obrázek 8-7: TG 220 MW, nadbandážová voštinová ucpávka a „brzdičky“

V levé části obrázku 8-7 je fotografie spodní statorové části vysokotlakého dílu turbíny TG 220 MW. Uprostřed je patrná nadbandážová voštinová ucpávka. Vedle této ucpávky jsou pak patrné hroty, neboli „brzdičky“ (swirl brakes). Tyto brzdičky slouží k eliminaci vzniku víru páry a tím potlačují vznik nestabilit, které by mohly ohrozit provoz stroje. Ve vysokotlakém dílu TG 220 MW je celkem 15 rozváděcích kol a z toho u 12 je po obvodu

260 těchto brzdíček. Vynásobíme-li počet brzdíček otáčkovou frekvencí natáčeďla, získáme frekvenci 277,3 Hz, což odpovídá pásmu zvýšených vibrací ve spektru signálu BV1. Při analyzovaném provozu tedy došlo ke kontaktu mezi lopatkami některého oběžného kola VT dílu a těchto brzdíček. O vzniku nadbandážového rubbingu svědčí také fotografie v pravé části obrázku 8-7, kde je zřejmé narušení voštinové ucpávky nad lopatkami. Buzení frekvencí v oblasti 277 Hz tedy v případě této turbíny indikuje vznik nadbandážového rubbingu.

Sledováním souslednosti průběhů z obrázku 8-5 bylo zjištěno, že k vybuzení nízkofrekvenčních složek dochází dříve, než k vybuzení složek v okolí frekvence 277 Hz. To podporuje hypotézu, že zdrojem nízkofrekvenčního buzení je hřídelový rubbing v průtočné části VT dílu. Následkem tohoto kontaktu pak vzniká kontakt nadbandážový. Podobné frekvenční projevy byly zjištěny také v signálech z ložiskových stojanů zadního VT dílu a předního ST dílu.

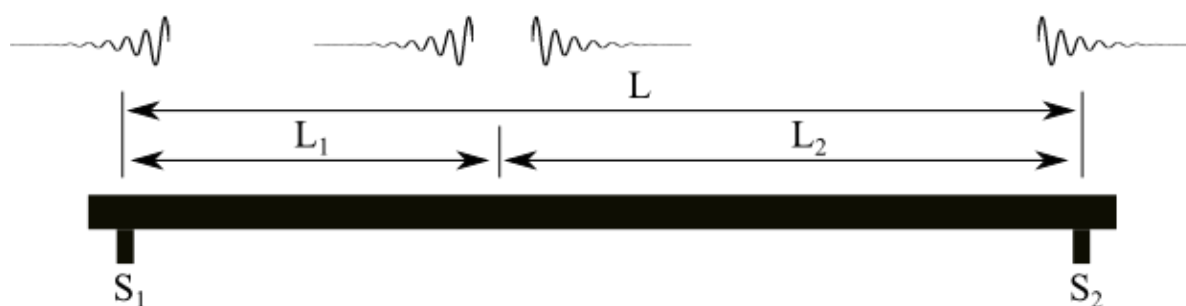
Analýzou vibračních signálů z této události se podařilo detekovat vzniklý kontakt, který byl zdrojem nadměrných vibrací, resp. ohybu rotoru TG. Pro detekci byly použity stávající postupy, konkrétně sledování Smax veličin a fázoru 1X. Aplikací časo-frekvenční analýzy měřených signálů se podařilo nalézt zcela zřejmé indikátory rubbingu. Prvním z nich je periodické buzení nízkofrekvenčních složek, které souvisí s hřídelovým kontaktem. Druhým je periodické buzení frekvencí v oblasti 277 Hz, které souvisí s nadbandážovým rubbingem lopatek některého oběžného kola VT dílu a „brzdíček“.

9. Výzkum a návrh metod axiální lokalizace rubbingu na TG

Vedle informace o vzniku rubbingu na parních turbínách je důležitou informací také poloha místa, kde kontakt mezi rotorem a statorem vzniká. I když hlavní téma této práce je spojeno s úlohou detekce rubbingu, autor se zabýval také řešením úlohy lokalizace rubbingu. V této kapitole jsou shrnuty navržené metody a dosažené výsledky z lokalizace rubbingu na rotorovém standu RK4 a na TG 220 MW s využitím časo-frekvenčního zpracování vibračních signálů. Funkčnost navržených metod se podařilo úspěšně ověřit jak na standu RK4, tak také při odstávce TG 220 MW.

9.1 Princip lineární lokalizace

Princip lineární lokalizace je možné uplatnit v případech, kdy se vzruch, vzniklý sledovanou událostí, šíří po přímce a v obou směrech od zdroje vzruchu stejnou rychlostí. Pakliže měříme projevy tohoto vzruchu v minimálně dvou měřicích místech a jsme schopni určit přesné okamžiky příchodů vzruchu na tato místa, pak ze znalosti vzdálenosti měřicích míst, rychlosti šíření vzruchu médiem a z rozdílu časů příchodu vzruchu do měřicích míst je možné vypočítat pozici zdroje vzruchu vztahenou k některému z měřicích míst. Při měření ve více než třech místech je pak možné stávající výsledky zpřesnit, nebo není potřeba znát rychlost šíření vzruchu médiem. Ukázka lineární lokalizace, při použití dvou snímačů, je na obrázku 9-1.



Obrázek 9-1: Lineární lokalizace při použití dvou snímačů

Uvažujme, že L je celková vzdálenost mezi snímači S_1 a S_2 , vzdálenost zdroje vzruchu od snímače S_1 je L_1 a rychlost šíření vzruchu v je konstantní. Okamžiky příchodu, resp. zaznamenání, vzruchu na jednotlivých snímačích jsou t_1 a t_2 . Pak platí

$$L = L_1 + L_2. \quad (7.1)$$

Čas t_2 lze substituuovat součtem času t_1 a diferencí časů t_1 a t_2

$$t_2 = t_1 + \Delta t. \quad (7.2)$$

Upravme vztah (7.1)

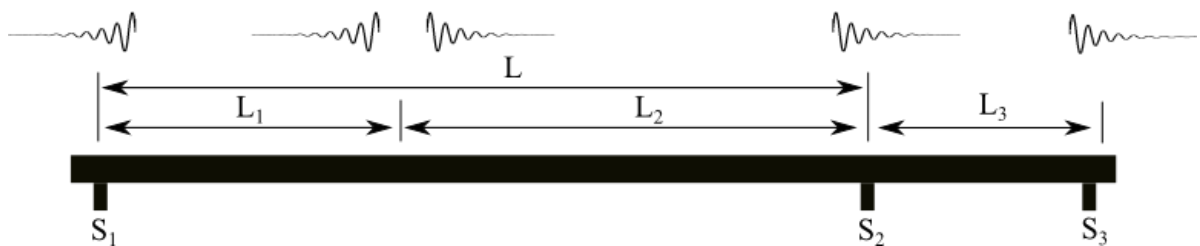
$$L = vt_1 + v(t_1 + \Delta t). \quad (7.3)$$

Z předchozího vztahu plyne

$$L_1 = \frac{L - v\Delta t}{2}. \quad (7.4)$$

Pro určení vzdálenosti zdroje vzruchu od některého z krajních snímačů je tedy nutné znát vzdálenost mezi snímači, diferencí časů detekce události na obou snímačích a rychlost šíření vzruchu. Právě znalost posledního parametru je velice problematická a vzhledem k tomu, že většina vzruchů se nešíří lineárně, ale přenosová cesta od zdroje vzruchu ke snímači je složitější, dává lineární lokalizace v jistém smyslu pouhé přiblížení, než exaktní výsledek. Při vhodně zvolené rychlosti šíření a zpracování dostatečného množství událostí je pak na základě statistického vyhodnocení i tento postup použitelný. Hodnota rychlosti šíření vzruchu události ke snímačům, vystupující ve vztahu (7.4), je závislá na použité metodě pro zpracování signálů z obou čidel, neboť téměř každý způsob zpracování signálu v časové, frekvenční, nebo časo-frekvenční oblasti lze reprezentovat filtrem, který má jistou dynamiku. Konvolucí vstupního signálu, v tomto případě signálu obsahujícího vzruch a impulsní odezvy filtru, dochází k vyhlazení vstupního signálu, což ovlivňuje schopnost detekovat vzruch ve výstupním signálu. Tomu musí odpovídat také rychlost šíření vzruchu použitá při lokalizaci. Bez újmy na obecnosti se jedná o speciální případ principu neurčitosti.

Jestliže měříme na daném stroji více než dvěma snímači, pak je možné za předpokladu konstantní rychlosti šíření vzruchu tuto rychlost z výpočtu polohy zdroje vzruchu vyloučit. Tento případ je ilustrován na následujícím obrázku.



Obrázek 9-2: Lineární lokalizace při použití tří snímačů

Opět předpokládejme, že zdroje vzruchu leží vpravo ve vzdálenosti L_1 od snímače S_1 . Jestliže je možné detekovat událost na všech třech snímačích, pak je možné rychlost šíření vzruchu určit z diferencí časů detekce události na čidlech S_2 a S_3 a ze vzdálenosti mezi nimi.

$$v = \frac{L_3}{t_3 - t_2}. \quad (7.5)$$

Vztah (7.4) tak lze upravit do následující podoby

$$L_1 = \frac{(t_3 - t_2)L - \Delta t L_3}{2(t_3 - t_2)}. \quad (7.6)$$

Analogické vztahy je možné odvodit také pro jiné polohy zdroje vzruchu. Detailnější rozbor této úlohy je uveden v kapitole 9.4.

V rámci vývoje metod pro lokalizaci rubbingu byl princip lineární lokalizace ověřen při experimentech na rotorovém standu RK4. V následující kapitole jsou popsány metody navržené pro účely lokalizace rubbingu na RK4 a také získané výsledky.

9.2 Lokalizace rubbingu na rotorovém standu RK4

Součástí výzkumu a vývoje metod lokalizace rubbingu na parních turbínách byly experimenty na rotorovém standu RK4. Zde se využilo možnosti měnit polohu zdroje rubbingu, čímž byla primárně teflonová ucpávka. Pro experimenty byla dále použita také měděná ucpávka o různých šířkách. Pro lokalizaci rubbingu byly použity signály z čidel osazených na ložiskových stojanech měřících rychlost absolutních vibrací. Fotografie rotorového standu osazeného snímači relativních i absolutních vibrací je na obrázku 5-1. Vzorkovací frekvence byla obvykle 51200 Hz.

Za účelem lokalizace rubbingu byly analyzovány různé projevy rubbingu v časové a časofrekvenční oblasti. Na základě znalosti polohy ucpávky pak byla analyzována také rychlost šíření jednotlivých projevů. Ukázalo se, že lze pro konkrétní projev rubbingu v měřeném signálu určit rychlost jeho šíření a tuto rychlost následně použít pro lokalizaci. Výsledky těchto experimentů spolu s demonstrační ukázkou byly částečně prezentovány na semináři „Pokročilá diagnostika elektrárenských turbosoustrojí“ a také na konferenci NIDays 2013.

9.2.1 Metoda založená na výpočtu variance signálu

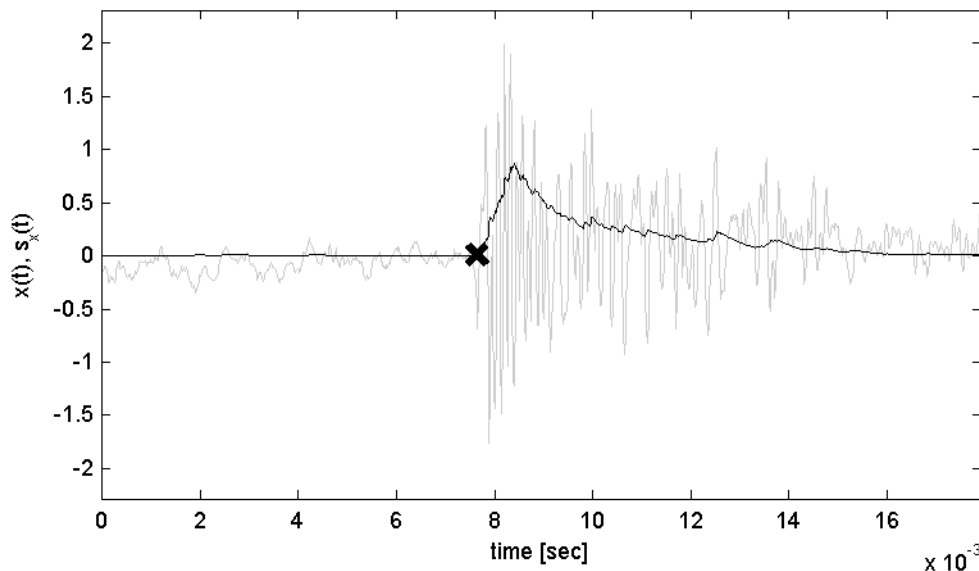
V případě, kdy ke kontaktu mezi rotorem a ucpávkou nedochází, se na ložiskové stojany přenáší základní kmitání rotoru. Při konstantních otáčkách lze tyto vibrace považovat za stacionární. V případě, že dojde ke kontaktu, projeví se tento jev širokopásmovým vybuzením, jak je patrné z obrázků 5-9 a 5-10. Jednou z možností určení počátku rázu je sledování variance signálu. Vzhledem k nestacionaritě signálu za přítomnosti rázů je vhodné použít pro odhad střední hodnoty a variance některý rekurzivní algoritmus. Zvolíme-li rekurzivní metodu nejmenších čtverců s exponenciálním zapomínáním ([46]), pak mají rovnice odhadu střední hodnoty a variance vzorkovaných signálů následující tvar

$$m_x(t) = \lambda m_x(t - T_s) + (1 - \lambda)x(t), \quad (7.7)$$

$$s_x(t) = \lambda s_x(t - T_s) + (1 - \lambda)(x(t) - m_x(t))^2, \quad (7.8)$$

kde $m_x(t)$, resp. $s_x(t)$, označuje odhad střední hodnoty, resp. variance, v čase t . Parametr λ je koeficient zapomínání a T_s označuje periodu vzorkování signálu. Mezi koeficientem zapomínání a časovou konstantou filtru platí vztah (7.33).

Na obrázku 9-3 je zobrazen časový průběh vibračního signálu $x(t)$ (šedě), spolu s průběhem rekurzivního odhadu variance $s_x(t)$ (černě). Vypočtený počátek paty rázu je zobrazen křížkem. Vidíme, že poloha křížku koresponduje s počátkem rázu. Způsob výpočtu paty rázu z variance je uveden v závěru této kapitoly. Z uvedeného výsledku je patrné, že výsledky této metody jsou uspokojivé v případě, že vybuzení pocházející od kontaktu se dostatečně projeví ve vibračním signálu. V opačném případě je nutné zprvu časový průběh vhodným způsobem filtrovat a varianci odhadovat z filtrovaného signálu.



Obrázek 9-3: Průběh rekurzivního odhadu variance signálu a určený počátek kontaktu

9.2.2 Metoda založená na výpočtu okamžité amplitudy

Další veličinou, která koreluje s širokopásmovým vybuzením signálu je jeho obálka. Uvažujme komplexní signál $z(t)$

$$z(t) = z_r(t) + jz_i(t). \quad (7.9)$$

Obálka neboli okamžitá amplituda, je definována jako modul komplexního signálu

$$A_z(t) = |z(t)|. \quad (7.10)$$

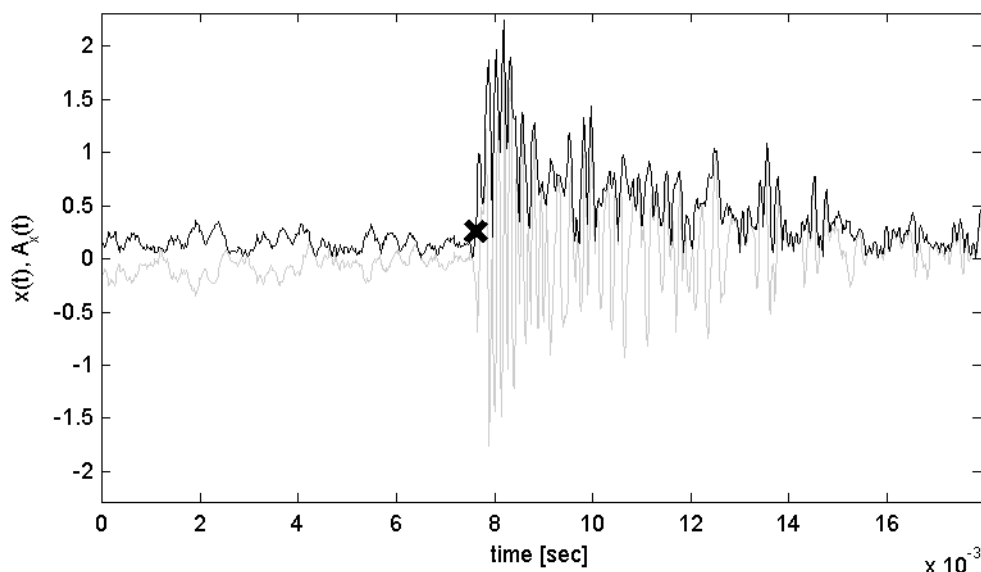
Definice okamžité amplitudy signálu má, na rozdíl od okamžité frekvence, svůj význam také pro multikomponentní signály. Při aplikaci na reálné signály je nejdříve nutné vypočítat imaginární složku komplexního signálu. Jedním ze způsobů je Hilbertova transformace, viz [39].

Hilbertova transformace je definována vztahem

$$H[z_r(t)] = \frac{1}{P} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{x(\tau)}{t - \tau} d\tau, \quad (7.11)$$

kde P označuje Cauchyho hlavní hodnotu. Reálná složka analytického signálu $z(t)$ je tvořena signálem $z_r(t)$ a imaginární složka je tvořena signálem $H[z_r(t)]$. Tedy

$$z(t) = z_r(t) + jH[z_r(t)]. \quad (7.12)$$



Obrázek 9-4: Průběh obálky signálu a určený počátek kontaktu

Na obrázku 9-4 je zobrazen průběh vibračního signálu (šedě) spolu s průběhem okamžité amplitudy (černě). Křížkem je dále v obrázku vyznačen vypočtený počátek události. Opět je patrné, že i v případě této metody získáváme výsledek, který odpovídá patě rázu. Vzhledem k tomu, že přesný počátek rázu, resp. pata rázu nejsou známy, není možné určit přesnost výpočtu paty rázu.

9.2.3 Metoda založená na stochastickém normování

Metoda stochastického normování byla poprvé popsána v [49] a její princip spočívá v normování jednotlivých frekvenčních linií amplitudového spektrogramu jejich střední hodnotou a směrodatnou odchylkou, které jsou určovány rekurzivně. Tím dochází k potlačení stacionárních složek spektrogramu, což mohou být např. buzená vlastní frekvence akcelerometru či šum a stochasticky normovaný spektrogram tak nese informaci o nestacionárních složkách signálu v časo-frekvenční oblasti. Původně byla tato metoda aplikována na spektrogram vypočtený pomocí diskrétní krátkodobé Fourierovy transformace. Tento způsob normování je však možné použít na jakoukoli časo-frekvenční reprezentaci vibračního signálu. Výsledky obsažené v této práci byly získány aplikací

stochastického normování na aproximaci spojitě Gaborovy transformaci. Gaborova transformace signálu $x(t)$ je definována vztahem (4.7).

Změnou parametru σ lze měnit časo-frekvenční rozlišení spektrogramu. Výsledkem stochastického normování je funkce $G_n(t, f)$.

$$G_n(t, f) = \frac{G(t, f) - M(t, f)}{\sqrt{S(t, f)}}. \quad (7.13)$$

Pro spektrogramu vypočtený pro vzorkované signály se funkce $M(t, f)$ a $S(t, f)$ určí rekurzivním algoritmem

$$\begin{aligned} M(t, f) &= \lambda M(t - \Delta t, f) + (1 - \lambda) G(t, f), \\ S(t, f) &= \lambda S(t - \Delta t, f) + (1 - \lambda) (G(t, f) - M(t, f))^2, \end{aligned} \quad (7.14)$$

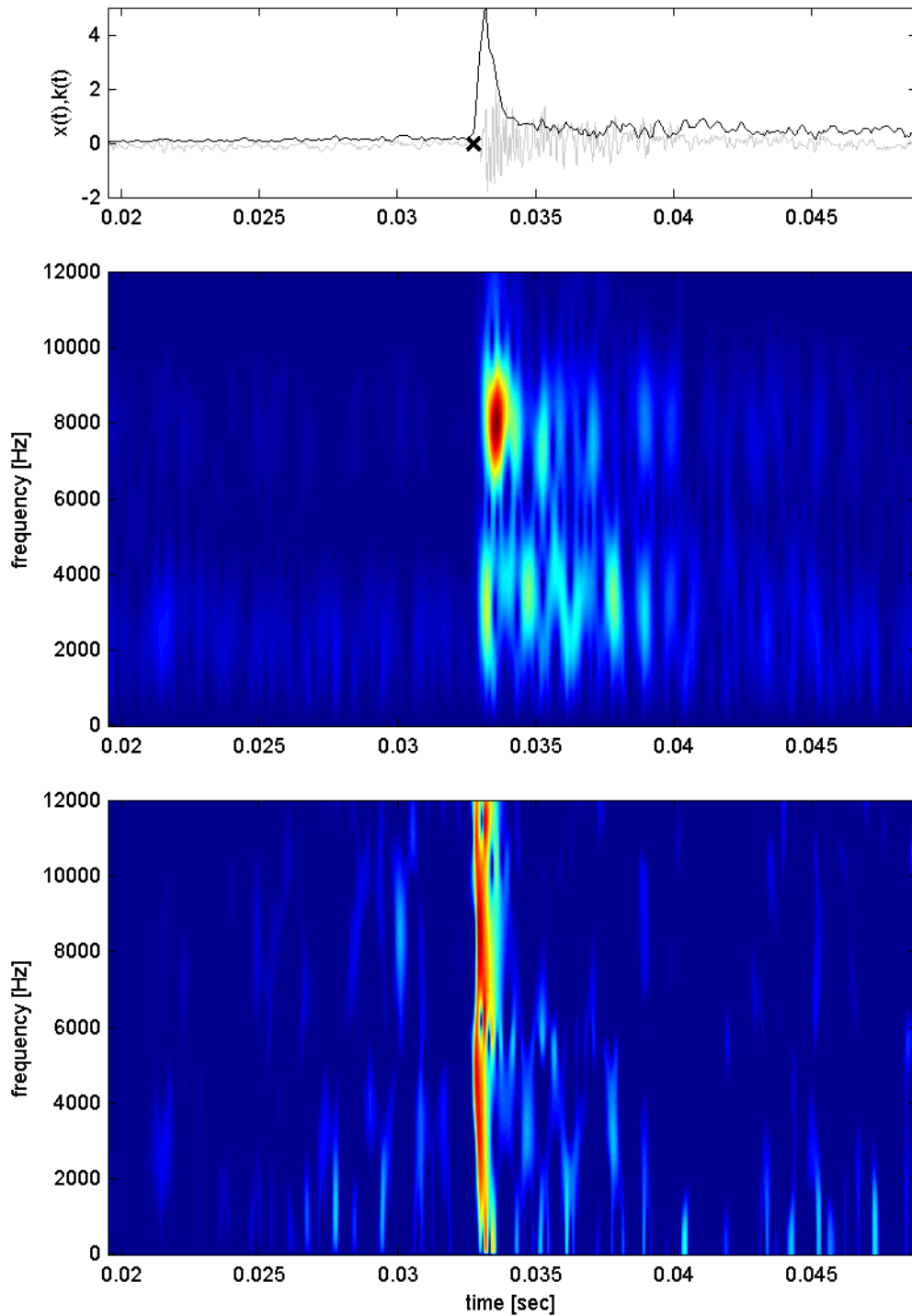
kde Δt označuje časové rozlišení spektrogramu. Tato metoda využívá podobný princip pro detekci rázu v signálu, jako metoda založená na výpočtu variance časového signálu, tj. potlačení stacionárních složek signálu a naopak vyzdvižení složek nestacionárních. Rozdílem je, že metoda stochastického normování je aplikována ne na časový signál, ale na jeho časo-frekvenční reprezentaci. Vznik nestacionárních složek v signálu lze detekovat pomocí tzv. k hodnoty. Ta popisuje celkovou změnu amplitud normovaného spektrogramu v určitém frekvenčním pásmu a lze ji definovat například

$$k(t) = \frac{\int_{f_1}^{f_2} G_n(t, f) df}{f_2 - f_1}. \quad (7.15)$$

Na obrázku 9-5 je v horní části šedou barvou zobrazen průběh signálu $x(t)$. V prostřední části obrázku je zobrazen amplitudový spektrogram, ve kterém je patrné širokopásmové vybudění související se vznikem rázu. V dolní části obrázku je zobrazen normovaný amplitudový spektrogram, vypočtený s parametrem $\lambda=0.995$. Vlivem normování je vznik rázu patrný také na frekvencích, na kterých není v původním amplitudovém spektrogramu výrazný. V horní části obrázku je černou barvou vyznačen také průběh k hodnoty. Počátek nárůstu této charakteristiky souvisí se vznikem rázu. Křížkem je dále v časovém průběhu signálu $x(t)$ vyznačen identifikovaný vznik rázu.

V rámci této kapitoly byly popsány a diskutovány navržené metody pro určení počátků rázů ve vibračních signálech. Metody výpočtu variance a obálky operují pouze v časové oblasti a jejich použití je podmíněno tím, že přítomný ráz amplitudově převyší hodnoty signálu v případě bez rázu. Zbylé dvě metody pak vychází ze zpracování signálů v časo-frekvenční oblasti, což zvyšuje jejich použitelnost také v případě vybudění amplitudově slabých rázů. Celkově pak tyto metody sledují určité změny nebo atributy signálů, které je možné využít při lokalizaci zdroje rázů. Jak je patrné, tak všechny tyto metody do jisté míry filtrují původní vibrační signály a tedy i rychlosti, s jakými se sledované projevy šíří od zdroje rázu ke snímači se mohou lišit. Při využití informace

pouze ze dvou snímačů je pak nutné znát rychlost šíření daného projevu. Při použití tří a více snímačů lze rychlost šíření projevu vypočítat přímo z měřených signálů.



Obrázek 9-5: Stochastické normování, signál x

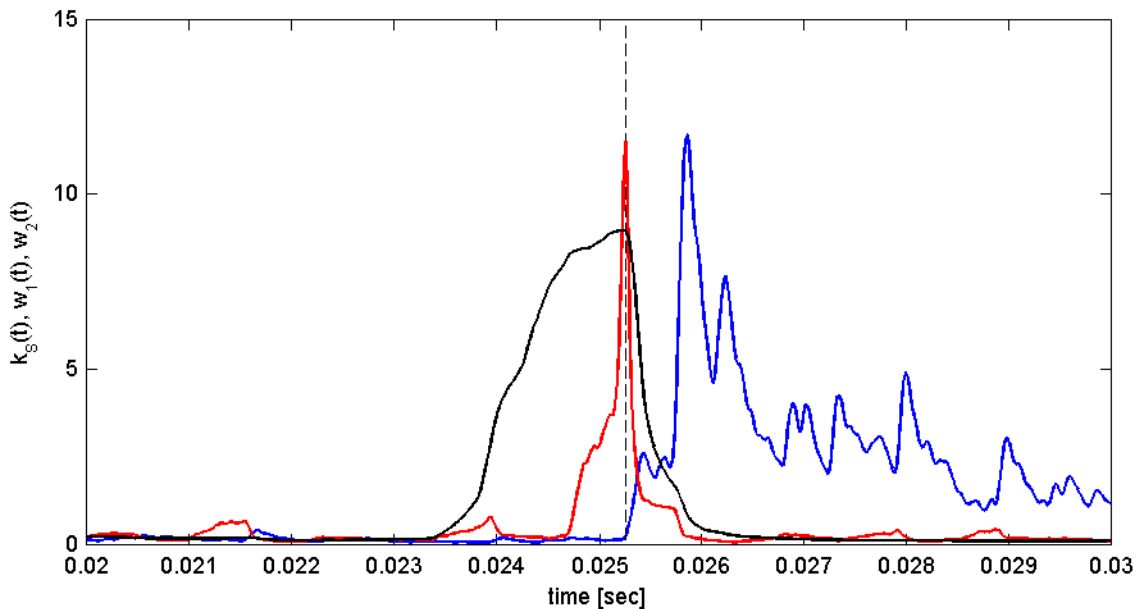
9.2.4 Určení počátku události ze zvolené charakteristiky

Pro automatické nalezení paty rázu, resp. prvotního nárůstu sledované veličiny, lze využít metodu dvou klouzavých oken, viz [38], které zohledňují hodnoty sledované veličiny ve dvou po sobě jdoucích oknech délky N vzorků. V této práci byly testovány tři operace prováděné v rámci okénkové funkce. První operací byl součet vzorků veličiny v daném okně a druhou součet absolutních hodnot diferencí vzorků v okně. Třetí je popsána v následující části této kapitoly.

$$w_m(k) = \frac{\sum_{i=k}^{i=k+N-1} f_x(i)}{\sum_{i=k-N}^{i=k-1} f_x(i)}, \quad (7.16)$$

$$w_{da}(k) = \frac{\sum_{i=k}^{i=k+N-1} |f_x(i) - f_x(i-1)|}{\sum_{i=k-N}^{i=k-1} |f_x(i) - f_x(i-1)|}. \quad (7.17)$$

Maxima těchto funkcí odpovídají počátkům nárůstu sledované veličiny.

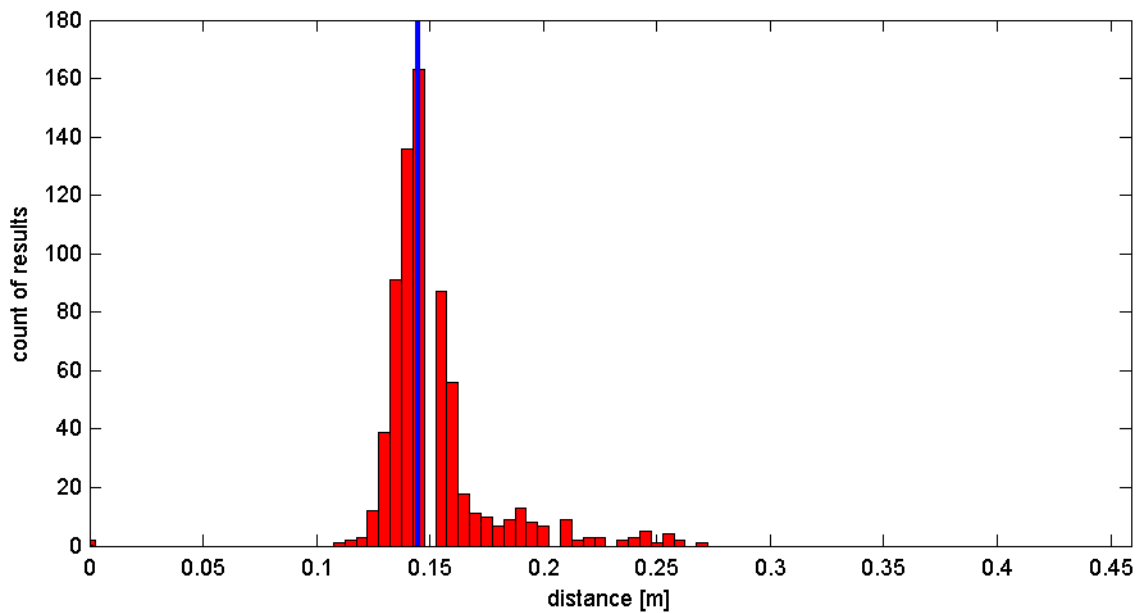


Obrázek 9-6: Určení počátku události pomocí dvou klouzavých oken

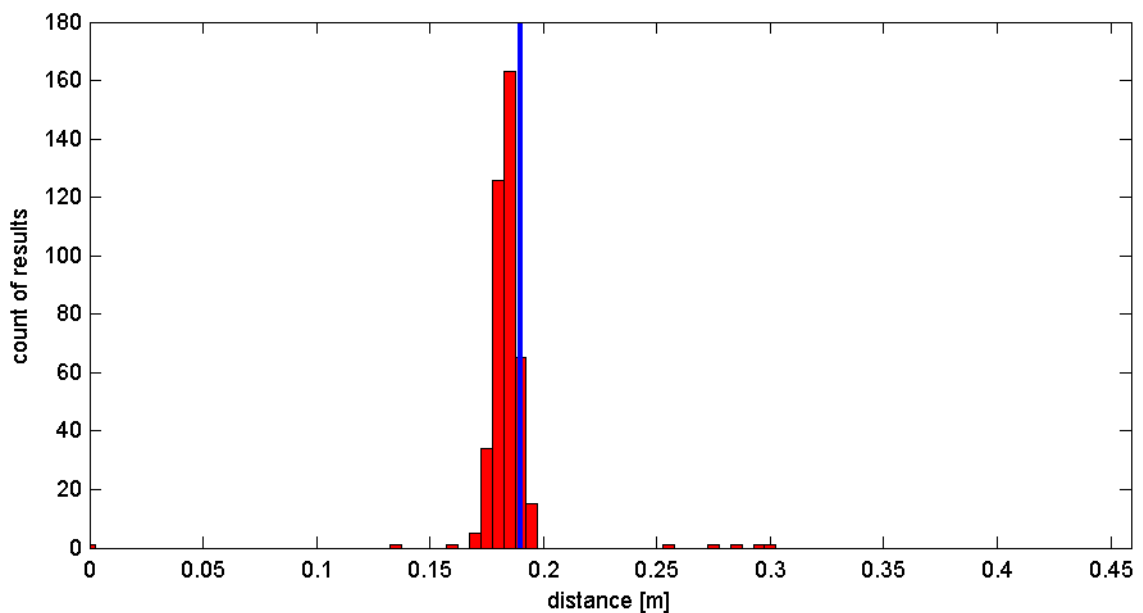
Na obrázku 9-6 je modrou barvou zobrazen průběh k -variance. V čase mezi 0.025 s až 0.026 s došlo ke vzniku rázu. Černou barvou je v obrázku vykreslen průběh funkce $w_m(t)$ ($N = 100$) a červenou barvou průběh funkce $w_{da}(t)$. Obě tyto funkce identifikují shodný počátek rázu v čase 0.0252539 s.

9.2.5 Výsledky lokalizace rubbingu na rotorovém standu RK4

Na následujících dvou obrázcích jsou dokumentovány výsledky lokalizace polohy ucpávky na rotorovém standu RK4. Pro lokalizaci byla v tomto případě použita metoda založená na rekurzivním odhadu variance vibračního signálu. Na základě provedených experimentů byla zjištěna průměrná rychlost šíření tohoto projevu 560 m/s. Skutečná poloha středu ucpávky je znázorněna modrou čarou.



Obrázek 9-7: Lokalizace na rotorovém standu RK4, vzdálenost 0,147 m

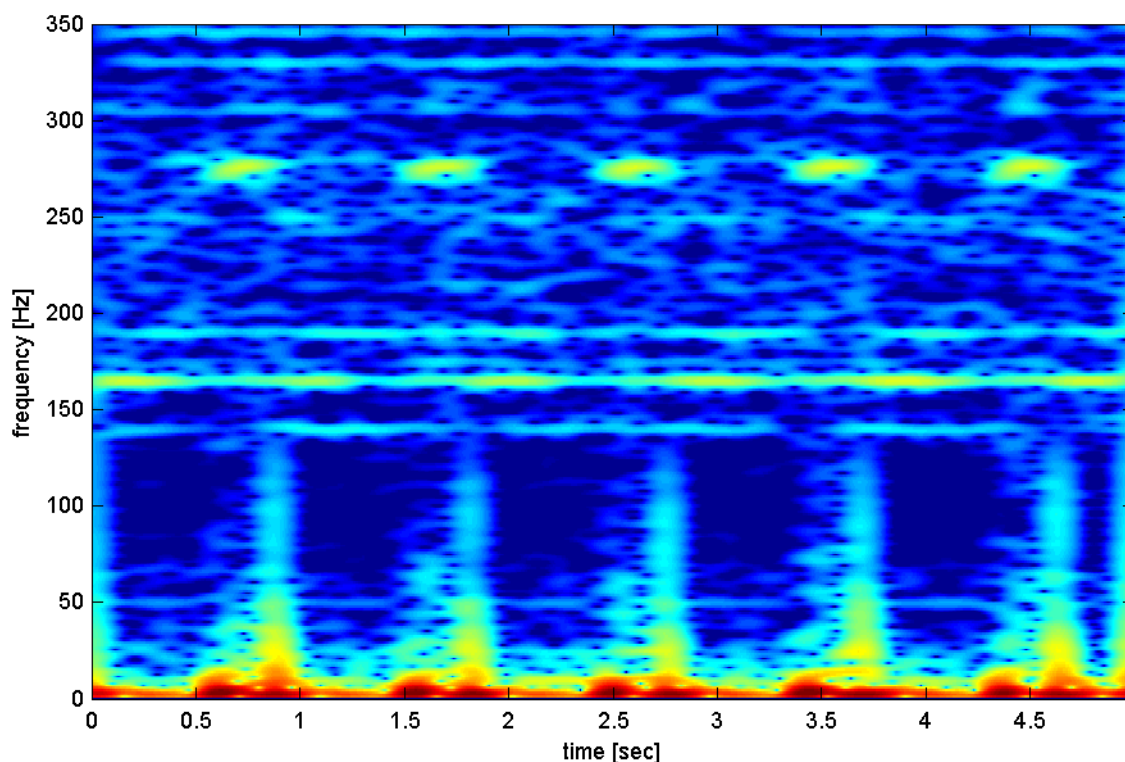


Obrázek 9-8: Lokalizace na rotorovém standu RK4, vzdálenost 0,192 m

Při stanovené šířce sloupců histogramu je chyba lokalizace 5 mm. Z uvedených výsledků je patrná dobrá shoda skutečné a vypočtené polohy ucpávky, zvláště připustíme-li fakt, že šířka ucpávky je 3 cm.

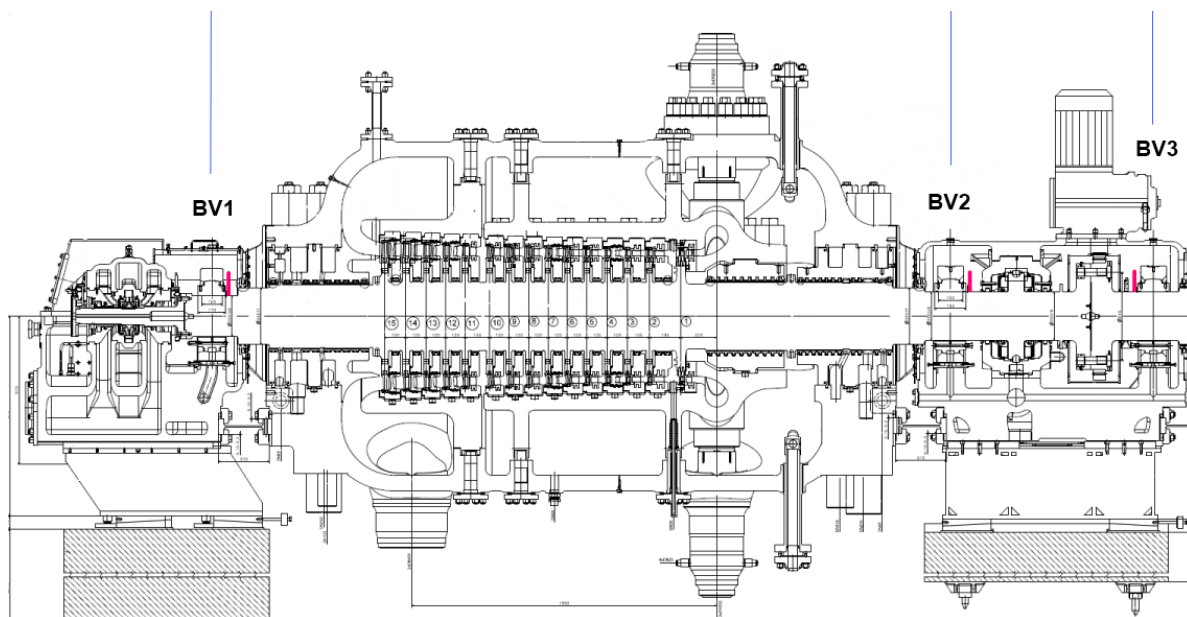
9.3 Příznaky různých typů kontaktu pro lokalizaci rubbingu na parních turbínách

V roce 2012 byly při detekci rubbingu na stroji TG 220 MW identifikovány projevy nadbandážového a hřídelového rubbingu, viz obrázek 9-9. Tyto výsledky byly popsány ve výzkumné zprávě [68]. Projevy obou typů kontaktu mohou být použity pro lokalizaci rubbingu. Nadbandážový kontakt se podařilo identifikovat podle vybuzení frekvencí okolo 277 Hz. Toto frekvenční pásmo odpovídá počtu tzv. „brzdíček“ vynásobených otáčkovou frekvencí. Buzení nízkofrekvenčních složek spektra bylo identifikováno jako projev hřídelového kontaktu.



Obrázek 9-9: Časo-frekvenční projevy hřídelového a nadbandážového rubbingu

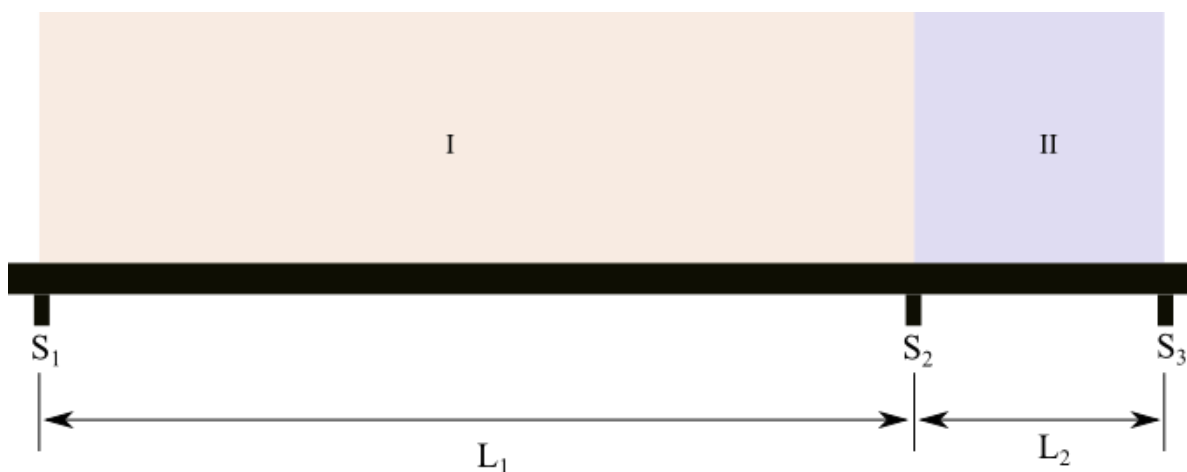
Při určování pravděpodobného zdroje kontaktu mezi rotorem a statorem na reálném stroji je složité určit přenosové cesty a také rychlost šíření vzruchů od místa zdroje rubbingu ke snímačům. Metoda pro lokalizaci rubbingu na turbíně je založená na časo-frekvenčním zpracování vibračních signálů za účelem získání vhodného projevu rubbingu a principu lineární lokalizace, přičemž je využita informace ze tří snímačů a rychlost šíření vzruchu strojem tedy nemusí být dopředu známa.



Obrázek 9-10: Schéma VT dílu parní turbíny o výkonu 220 MW

9.4 Lineární lokalizace při využití informace ze tří snímačů

V rámci kapitoly 9.1 byl popsán princip lineární lokalizace s využitím informace ze tří snímačů pro jednu konkrétní polohu zdroje vzruchu. Zde bude proveden rozbor všech možných případů polohy zdroje rubbingu a budou uvedeny vztahy pro určení polohy tohoto zdroje.



Obrázek 9-11: Rozdělení rotoru do 2 oblastí

V dalším předpokládáme, že měříme absolutní statorové vibrace na třech místech. V případě lokalizace rubbingu na TG 220 MW odpovídají tato místa polohy senzorů BV1, BV2 a BV3 a vzdálenosti mezi těmito snímači jsou známy. Vzdálenost mezi snímači BV1 a BV2 označíme L_1 a vzdálenost mezi snímači BV2 a BV3 označíme L_2 . Okamžiky, ve kterých byly zaznamenány projevy ve vibračních signálech použité pro lokalizaci, budou označeny t_1 (pro snímač BV1), t_2 (pro snímač BV2) a t_3 (pro snímač BV3). Na základě

hodnot časů t_1 , t_2 a t_3 můžeme rozdělit stroj do 2 oblastí, pro které sestavíme rovnice pro určení lokalizace rubbingu. Toto rozdělení je znázorněno na obrázku 9-11.

Pro dané oblasti platí

$$\begin{aligned} I: & \quad L \in \langle 0, L_1 \rangle, \\ II: & \quad L \in (L_1, L_2). \end{aligned} \quad (7.18)$$

Po určení časových okamžiků počátků rubbingu na všech třech čidlech je možné vypočítat rychlosti šíření projevu rubbingu buďto z difference časů t_1 a t_2 , nebo z difference časů t_2 a t_3 . Pro výpočet rychlosti zvolíme tu dvojici časů, pro kterou bude vypočtená rychlost větší.

Jestliže

$$\frac{L_1}{|t_1 - t_2|} \leq \frac{L_2}{|t_2 - t_3|}, \quad (7.19)$$

pak se místo kontaktu nachází v oblasti I, v opačném případě v oblasti II.

Pro oblast I musí být splněna následující podmínka

$$t_3 > t_2, \quad (7.20)$$

Pokud je tato podmínka splněna, pak pro vypočtenou rychlost a vzdálenost platí

$$v = \frac{L_2}{t_3 - t_2}, \quad (7.21)$$

$$L = \frac{L_1 - v(t_2 - t_1)}{2}. \quad (7.22)$$

Analogickou podmínku lze stanovit také pro oblast II.

$$t_1 > t_2, \quad (7.23)$$

Pro vypočtenou rychlost a vzdálenost platí

$$v = \frac{L_1}{t_1 - t_2}, \quad (7.24)$$

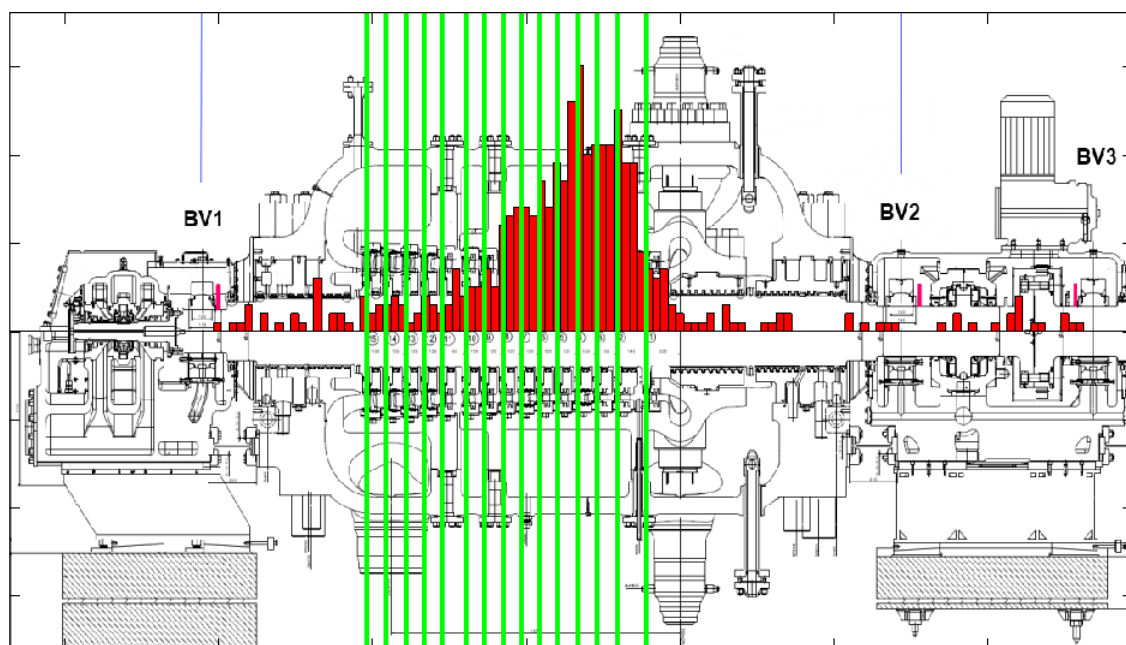
$$L = L_1 + \frac{L_2 - v(t_3 - t_2)}{2}. \quad (7.25)$$

9.5 Úspěšné provozní ověření metody lokalizace rubbingu na TG 220MW

Po předchozí analýze byly identifikovány okamžiky vybuzení obou projevů kontaktu a byla lokalizována pravděpodobná místa, ve kterých ke kontaktu došlo. Vzhledem k tomu,

že dynamika projevů kontaktu je vzhledem k nízké četnosti (přibližně 1.065 kontaktu za 1 s) velmi pomalá, nebylo možné přímo aplikovat postupy popsané v kapitole 9.2. Jako projev kontaktu byla zvolena průměrná amplituda v určitém frekvenčním pásmu, 270 – 280 Hz pro nadbandážový kontakt nebo 1 – 6 Hz pro hřídelový kontakt. Závislosti amplitudy ve zvoleném frekvenčním pásmu na čase byly vypočteny pomocí aproximace spojité Gaborovy transformace. Pro určení počátků událostí byla navržena metoda dvou klouzavých oken, podle vztahu

$$w_d(k) = \frac{\sum_{i=k}^{i=k+N-1} f_x(i) - f_x(i-1)}{\sum_{i=k-N}^{i=k-1} f_x(i) - f_x(i-1)}. \quad (7.26)$$

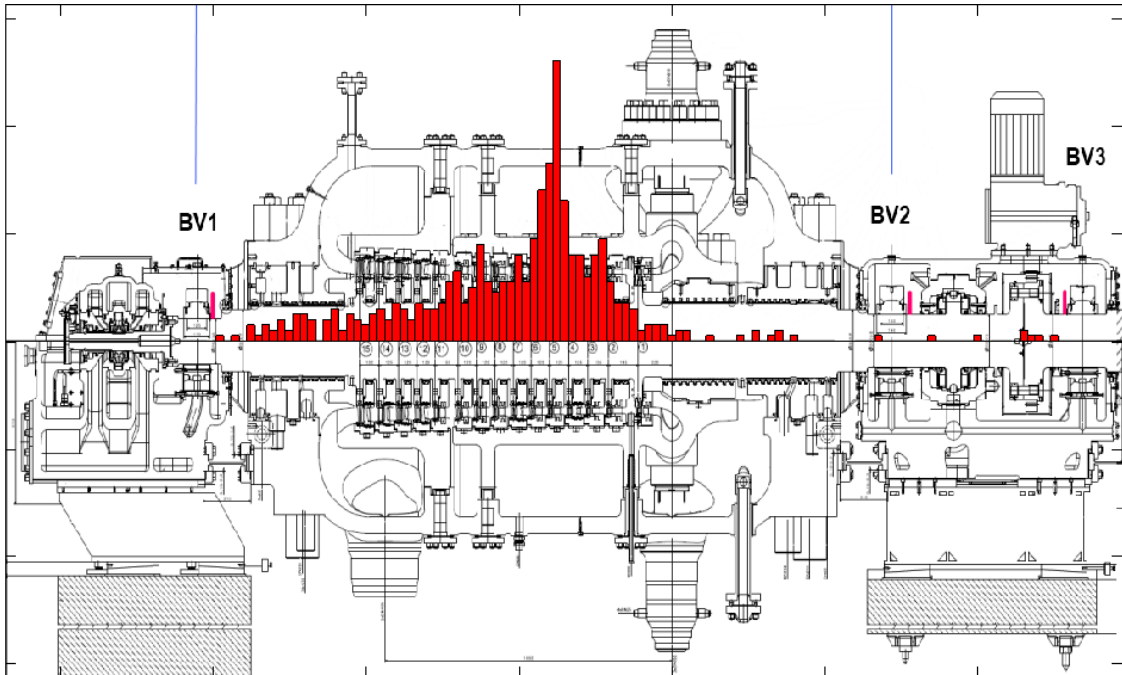


Obrázek 9-12: Lokalizace nadbandážového rubbingu, TG 200 MW

Na obrázku 9-12 je zobrazen výsledek lokalizace nadbandážového kontaktu ve formě histogramu. Šířka sloupců histogramu byla zvolena 5 cm. Na pozadí histogramu je, ve správném měřítku, zobrazeno schéma VT dílu TG 200 MW. Zelenými čarami jsou v obrázku dále vyznačeny pozice kol s oběžnými lopatkami. Dle získaných výsledků je největší výskyt nadbandážovaného rubbingu mezi 1. až 5. kolem.

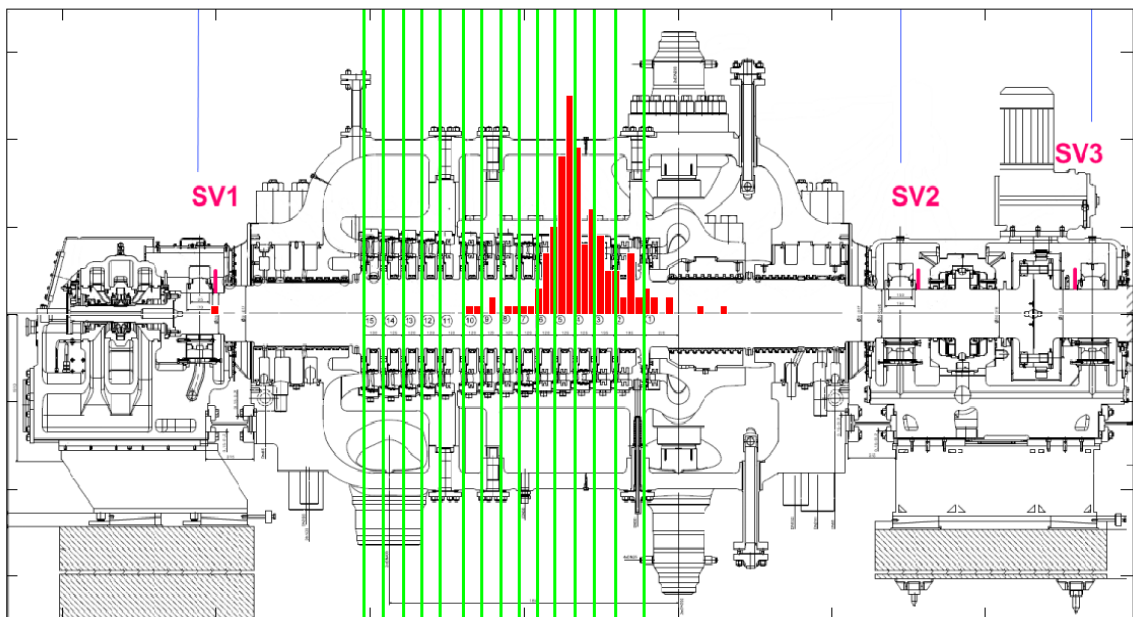
Na obrázku 9-13 je zobrazen stejný výsledek pro hřídelový kontakt. Maximum histogramu je přibližně v polovině vzdálenosti mezi snímači S_1 a S_2 .

Variance získaných výsledků souvisí se šumem v měřených signálech, kdy v některých případech může dojít k chybné identifikaci počátku události, a také s faktem, že ke kontaktu může docházet na více místech současně.



Obrázek 9-13: Lokalizace hřídelového rubbingu, TG 220 MW - A

V létě 2012 bylo při opravě jiného TG 220 MW ve stejné elektrárně zjištěno poškození v průtočné části turbíny, taktéž vlivem nadbandážového a hřídelového rubbingu. Chování tohoto stroje bylo velmi podobné chování analyzovaného TG. Jelikož se jedná o takřka totožné stroje, je pravděpodobné, že ke kontaktu docházelo na stejných nebo blízkých místech. Výsledky ohledání odstaveného TG jsou shodné s výsledky popsány v této kapitole.



Obrázek 9-14: Lokalizace hřídelového rubbingu, TG 220 MW - B

Při loňském ohledání dalšího TG 220 MW byly zjištěny poničené voštiny mezi 2. a 5. oběžným kolem VT dílu. Na obrázku 9-14 je zobrazen histogram lokalizace rubbingu⁴ pro jednu zaznamenanou událost hřídelového rubbingu pro tento stroj z roku 2012. Jelikož hřídelový rubbing s největší pravděpodobností předcházet rubbing nadbandážový, je určený histogram ve shodě s ohledáním voštinové ucpávky.

V této kapitole byly popsány navržené metody lokalizace místa kontaktu na parní turbíně. Ty jsou založeny na určení počátků indikátorů rubbingu v časo-frekvenční oblasti. Správnost těchto navržených byla metod úspěšně ověřena při odstávce dvou TG 220 MW.

⁴ Jelikož došlo ke ztrátě dat s naměřenými signály, byl histogram převzat z [72] a z toho důvodu se schéma turbíny na pozadí liší od předchozích obrázků.

10. RAMS – Rub Advanced Monitoring System

V rámci řešení projektu Ministerstva průmyslu a obchodu s číslem FR – TII/196 vznikl prototyp diagnostického systému pro detekci a lokalizaci rubbingu RAMS (Rub Advanced Monitoring System), jehož jsem spoluautorem. Tento systém slouží pro monitorování provozu parních turbín a na základě měření relativních a absolutních vibrací stroje umožňuje automatizovaně vyhodnotit vznik částečného rubbingu na základě detekce vzniku subharmonických složek spekter signálů. Algoritmy pro zpracování signálů a detekci rubbingu jsou založeny na metodách popsaných v této práci.

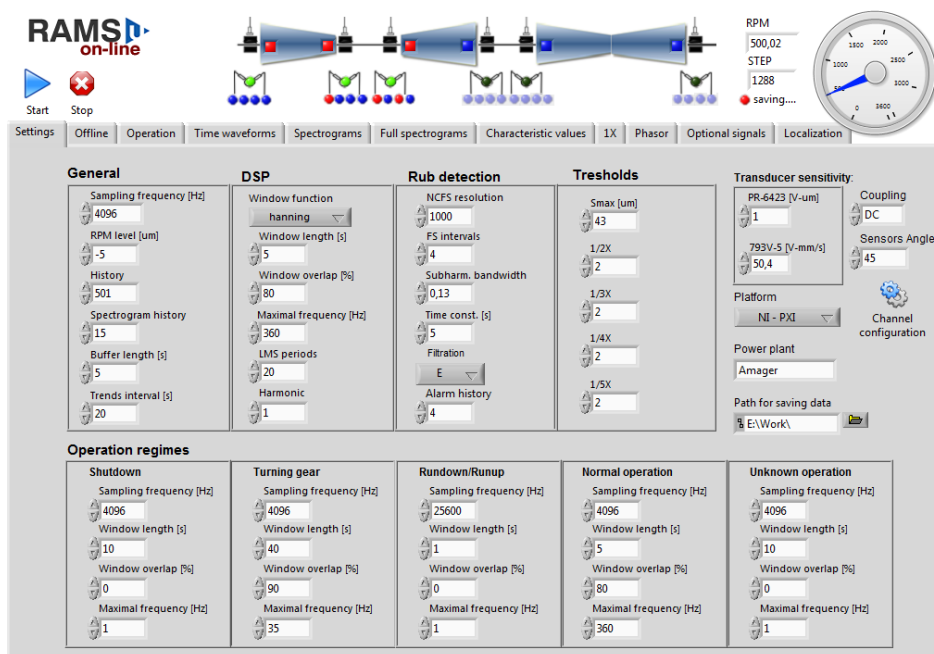
V současné době tento systém umožňuje zpracovávat signály ze snímačů relativních rotorových vibrací a fázové značky. Ty jsou k systému připojeny z výstupů standardních karet monitorovacího systému turbíny. Pro tyto signály se on-line počítá hodnota S_{max} , krátkodobá Fourierova transformace, úplné spektrum, kumulativní liftrované normované úplné spektrum, charakteristické veličiny, amplitudy a fáze, a také směr precese na první harmonické. Signály absolutních vibrací mohou být použity pro automatickou lokalizaci rubbingu. Systém umožňuje zpracovávat signály v různých provozních režimech s různým nastavením metod. Podle aktuálních otáček lze rozlišit následující režimy stroje: nominální provoz, nájezd/dojezd, natáčedlo, odstavení a jiné.

V systému je plně automatizována detekce částečného rubbingu založená na metodě popsané v kapitole 7 a detekce zvýšení vibrací založená na sledování vývoje S_{max} veličiny na různých ložiskových stojanech. Jestliže dojde k zachycení jedné z těchto událostí, pak systém začne ukládat měřené signály na interní či externí HDD a tyto signály pak mohou být použity pro následnou detailní analýzu. Systém umožňuje ukládat data na disk také na základě manuálního zapnutí ukládání, nebo pokud se stroj dostane do určitého provozního režimu.

Hardwarové vybavení prototypu diagnostického systému se skládá ze 4-slotového šasi PXI-1031 s kontrolérem PXIe-8180 s konfigurací: 2,53 GHz Intel Core 2 Duo T9400, 2 GB RAM a 250 GB HDD. Systém je dále vybaven třemi kartami NI PXI-4472, které mají každá 8 analogových vstupů, 24b A/D převodník a umožňují synchronně vzorkovat signály s maximální frekvencí 102,4 kHz. V roce 2013 byla dovyvinuta průmyslová verze systému RAMS. HW vybavení tohoto systému se skládá z šasi NI cDAQ-9139 s kontrolérem s konfigurací: 1,33 GHz Intel i7 U660, 2 GB RAM a 25 GB HDD. Pro měření signálů jsou použity čtyři měřicí karty NI 9229 a dvě karty NI 9234. Všechny karty mají 4 analogové vstupy, 24b A/D převodník a umožňují synchronně vzorkovat s frekvencí 51,2 kHz. Vstupy karet NI 9234 jsou napájené a lze pomocí nich měřit signály ze snímačů rychlosti či zrychlení se zabudovaných předzesilovačem (IEPE).

Programové uživatelské prostředí bylo vytvořeno v programu LabView, taktéž od firmy National Instruments. Úvodní obrazovka systému je zobrazena na následujícím obrázku. Tato obrazovka slouží pro nastavení parametrů potřebných pro správnou funkčnost systému, od přiřazení signálů relativních či absolutních vibrací ke konkrétním kanálům měřících karet, až po nastavení délky okénkové funkce pro výpočet diskretní STFT. Systém umožňuje off-line analýzu signálů uložených v souborech v binárním formátu. Z pohledu detekce částečného rubbingu jsou důležité záložka Full spectrograms, kde jsou zobrazeny úplné a kumulativní liftrované normované úplné spektrogramy,

a záložka Characteristic values, ve které jsou zobrazeny průběhy charakteristických veličin pro subharmonické $1/2X$ – $1/5X$. Příklady těchto oken jsou zobrazeny na obrázcích 10-2 a 10-3.

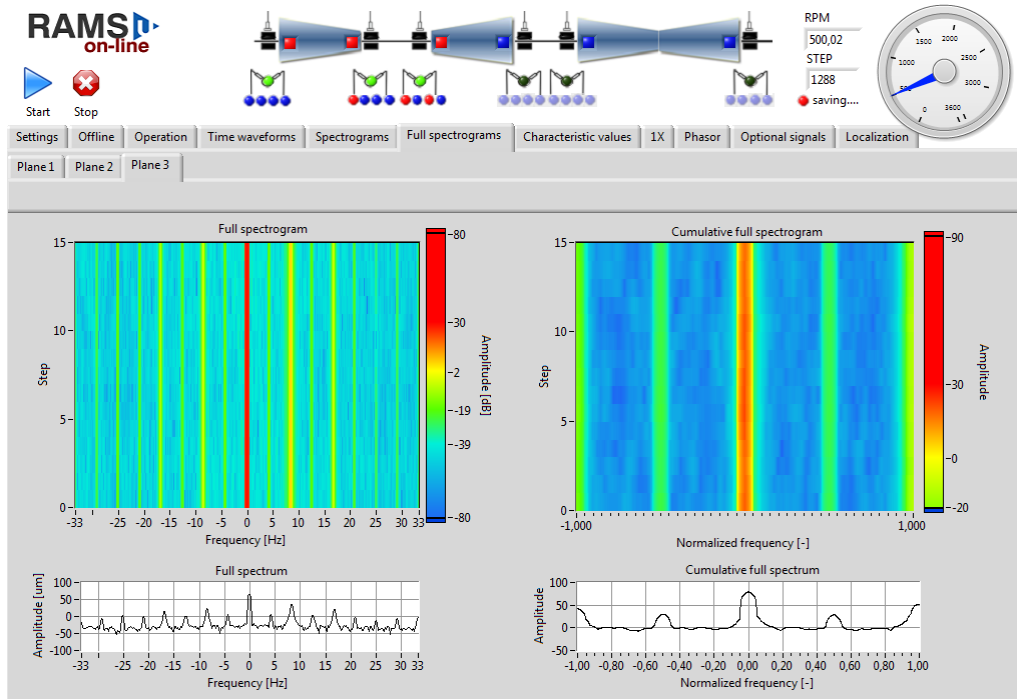


Obrázek 10-1: Grafické uživatelské prostředí systému RAMS

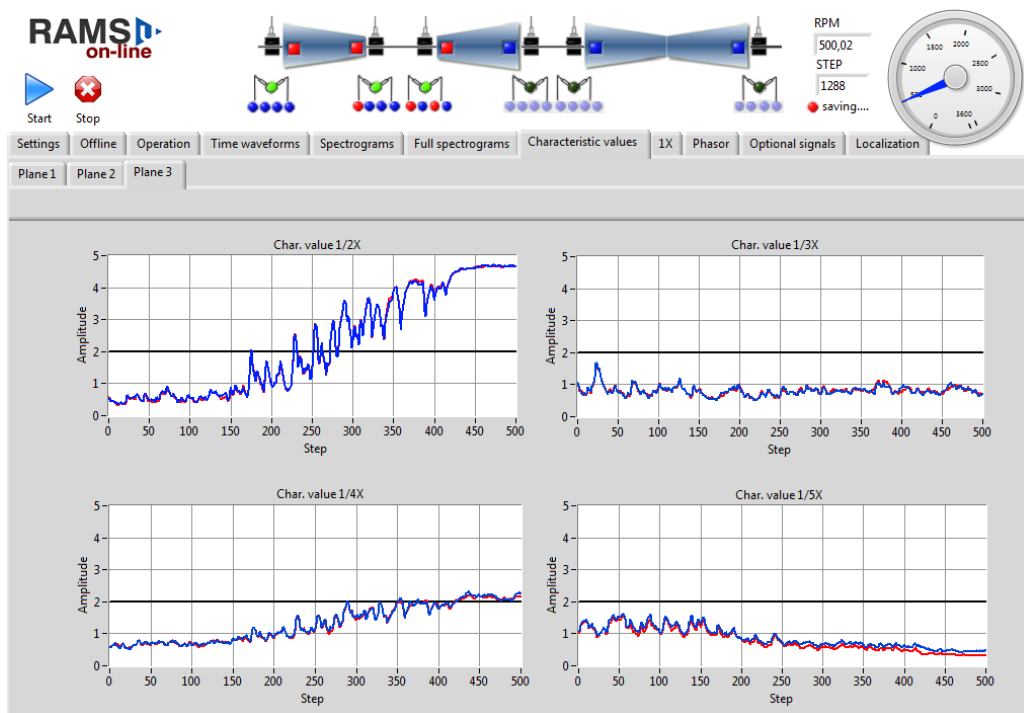
Uživatelské prostředí disponuje i dalšími záložkami. Ty slouží kromě zobrazení aktuálních hodnot sledovaných veličin (S_{max} , charakteristické hodnoty, atd...) dále k zobrazení spektrogramů, průběhů amplitud a fází $1X$, fázorů a filtrovaných orbit pro $1X$ a časových průběhů čtyř doplňkových signálů. V poslední záložce se provádí nastavení výpočtu a zobrazení výsledků lokalizace.

V horní části obrazovky uživatelského prostředí je zjednodušené schéma turbíny, v tomto případě se jedná o schéma turbíny v ETU II. Toto schéma je doplněno o vizualizační prostředky pro signalizaci aktivní měřicí roviny (tmavě/světle zelená dioda), pro zvýšení S_{max} u příslušné roviny nad zvolenou mez (modrý/červený čtverec) a pro signalizaci vzniku subharmonických složek spekter pro charakteristické veličiny $1/2X$ – $1/5X$ (čtveřice modrých/červených diod).

Diagnostický systém RAMS je vhodný pro dlouhodobé monitorování vzniku a lokalizaci částečného rubbingu a zároveň jej lze využít i jako základní monitorovací systém. V případě požadavku ze strany zákazníka pro vyhodnocení a zobrazení i jiných charakteristik měřených signálů je možné tyto metody implementovat v relativně krátké době. Do budoucna se plánuje rozšířit implementované funkcionality, což by pomohlo zvýšit potenciální využitelnost tohoto systému. Prozatím byl tento systém použit pro monitorování vzniku rubbingu na strojích TG21-TG24 elektrárny Tušimice II o výkonu 220 MW, na parní turbíně v elektrárně Počerady o výkonu 270 MW, na TG 660 MW v elektrárně Ledvice a na TG 800 MW v elektrárně v Hammu ve Westfálsku.



Obrázek 10-2: Grafické uživatelské prostředí systému RAMS, detekce částečného rubbingu A



Obrázek 10-3: Grafické uživatelské prostředí systému RAMS, detekce částečného rubbingu B

11. Závěr

Rubbing je porucha stroje, na kterém dochází ke kontaktu mezi rotující a nerotující částí. Mezi časté příčiny rubbingu patří jiné závady stroje, které zapříčiní nárůst rotorových vibrací, změnu polohy středu hřídele nebo deformace statoru. Jednotlivé typy rubbingu byly popsány ve druhé kapitole spolu s příslušným matematicko-fyzikálním modelem. Dlouhodobou interakcí rotoru a statoru může docházet v místě kontaktu k nerovnoměrnému ohřevu rotoru, což může způsobit jeho elastickou nebo i plastickou deformaci. Z pohledu spolehlivosti TG je rubbing nežádoucí jev, který může vést až k havárii stroje. V současné době se na parních turbínách rubbing detekuje na základě sledování celkové úrovně vibrací stroje a na sledování ohybu rotoru. Indikátorem ohybu rotoru je změna amplitudy a fáze 1X při konstantních otáčkách stroje. K ohybu rotoru však může dojít také z jiných důvodů než pouze jako důsledek rubbingu. Znalost a dostupnost dalšího indikátoru rubbingu, ideálně on-line za provozu stroje, je tedy více než žádoucí.

Metody detekce a lokalizace rubbingu, které jsou popsány v této práci, vycházejí z časo-frekvenčního popisu relativních a absolutních vibrací parní turbíny. V kapitole 4 jsou uvedeny výchozí metody zpracování signálů, které sloužily jako základ pro nově navržené metody.

Studium a analýza indikátorů rubbingu v provozních signálech je vzhledem k jejich rozmanitosti velmi komplikovaná. Základem pro návrh nových metod se tak stala analýza signálů získaných při experimentálním vyvolání rubbingu na rotorovém standu RK4. Zde se podařilo ověřit prakticky všechny známé projevy rubbingu. Stejným indikátorem rubbingu, který se podařilo nalézt také v provozních signálech z TG 80 MW, byly subharmonické složky spekter signálů relativních rotorových vibrací. Ukázalo se, že s jejich využitím je možné včas detekovat periodický částečný rubbing.

Právě ověřená přítomnost subharmonických složek spektra při analýze signálů 80 MW turbíny byla motivací pro návrh metody pro automatickou detekci částečného rubbingu. Tato metoda se nazývá metoda kumulativního liftrovaného normovaného úplného spektra a je popsána v kapitole 7. Vzhledem k tomu, že kmitání rotoru není při částečném rubbingu harmonické, vyskytují se ve spektrech kromě subharmonických složek také jejich násobky. Kumulace úplného spektra spočívá v průměrování intervalů úplného spektra ve frekvenční oblasti. Pro stanovení počtu frekvenčních intervalů použitých pro kumulaci úplného spektra byla navržena metoda automatického výběru vhodných intervalů. Problematická je v tomto případě možná přítomnost nízkofrekvenčního šumu nebo složky signálu, které se po kumulaci jeví jako subharmonické složky. Pro potlačení těchto jevů byla navržena metoda liftrace úplného spektra, kombinující dva stupně liftrace. První dochází k odhadu spektrální obálky a druhou k potlačení složek, které nejsou synchronní s otáčkovou frekvencí. Oba tyto, zpočátku intuitivní, kroky byly podloženy matematickým odvozením. Metoda kumulativního liftrovaného normovaného úplného spektra je vhodná jako nástroj pro detekci částečného rubbingu. Dále byly definovány tzv. charakteristické veličiny, které na základě porovnání amplitudy kumulativního úplného spektra na stanovené subharmonické frekvenci a amplitud v okolí této frekvence, umožňují automatickou detekci subharmonických složek v úplném spektru signálů. Vlastnosti navržené metody byly ověřeny na několika událostech z provozu parních turbín a byly odůvodněny všechny kroky výpočtu normovaného kumulativního úplného spektra.

Subharmonické složky nemusí být za všech okolností ve spektrech signálů při rubbingu přítomny. V rámci kapitoly 8 je uveden způsob detekce rubbingu na TG 220 MW

při provozu v režimu natáčedla, kdy docházelo vlivem teplotních deformací statoru ke kontaktu s rotorem. Zde se podařilo detailní časo-frekvenční analýzou stanovit projevy hřídelového kontaktu spolu s projevy kontaktu lopatek VT dílu turbíny a voštinové ucpávky. Při odstávce byl vznik rubbingu potvrzen. Kromě již známých projevů rubbingu jako jsou subharmonické složky se podařilo stanovit také nové projevy, které je vhodné sledovat při provozu stroje v režimu natáčedla.

Kapitola 8 byla věnována problematice lokalizace rubbingu na parních turbínách. V první části této kapitoly byl popsán princip lineární lokalizace. Zprvu byly analyzovány signály absolutních vibrací dvou ložisek z experimentů na rotorovém standu RK4. Příznaky rubbingu bylo možné velmi dobře detekovat v obou dvou signálech. Zásadní v této úloze bylo stanovit počátky vzniků rázů v signálech. Byly testovány celkem tři metody pro detekci vzniku rázů, dvě byly navrženy pro zpracování v časové oblasti a jedna pro zpracování v oblasti časo-frekvenční. Na každou z těchto metod lze nahlížet jako na jistý typ filtru, který snižuje možnost přesné časové detekce indikátoru rubbingu a bylo tedy obtížné stanovit rychlost šíření a nyní už ne samotného rázu, ale detekovaného projevu rubbingu v signálech. Tato rychlost byla získána na základě statistického zpracování velkého množství realizací jednotlivých rázů při známé poloze ucpávky. Získané výsledky byly velmi uspokojivé. Pro určení lokalizace rubbingu na parní turbíně byly použity signály změřené při rubbingu při provozu v režimu natáčedla 220 MW turbíny. Na rozdíl od rotorového standu se v těchto signálech nevyskytovaly silné rázy, ale spíše buzení určitých frekvenčních pásem, souvisejících s navýšením vibrací s periodou rovnou periodě otáčení rotoru. Projevy rubbingu vhodné pro lokalizaci byly určeny z aproximace spojitě Gaborovy transformace signálů. I zde bylo možné aplikovat lineární lokalizaci a bylo využito možnosti výpočtu rychlosti šíření projevů rubbingu při měření třemi snímači, a tudíž nebyla potřebná apriorní znalosti rychlosti šíření detekovaných projevů rubbingu, jejíž stanovení by bylo velmi problematické. Vypočtená místa hřídelového i lopatkového rubbingu byla zpracována ve formě histogramu. Výsledky této metody bylo možné úspěšně ověřit po otevření téměř identického stroje, který se potýkal taktéž se vznikem rubbingu při provozu v režimu natáčedla.

Jedním z výstupů řešení projektu MPO s číslem FR – T11/196 byl prototyp systému pro detekci a lokalizaci rubbingu RAMS (Rub Advanced Monitoring System), založený na metodách popsaných v této práci, jehož jsem spoluautorem. Do současnosti byl tento systém nainstalován celkem na 6 TG v České republice a na jednom TG v Německu, kdy se s jeho pomocí podařilo úspěšně detekovat rubbing celkem na 5 strojích a několikrát podezření na vznik rubbingu vyvrátit.

Metoda detekce částečného rubbingu založená na normování úplného spektra pomocí mediánového filtru a výpočtu charakteristických veličin a metoda lokalizace rubbingu na parních turbínách uvedena v kapitole 8, jsou součástí patentu podaného na Úřadu průmyslového vlastnictví, na Evropském patentovém úřadu a také na Patentovém a známkovém úřadu USA. Patenty byly podávány společně za ZČU a Doosan šroda Power, s.r.o.

12. Seznam použité literatury

- [1] Muszynska, A.: *Rotordynamics*. Taylor & Francis Group, CRC Press, 2005, ISBN 0-8247-2399-6,
- [2] Gasch, R., Pfützner, H.: *Dynamika rotorů*, SNTL, Praha 1980,
- [3] Melichar, J.: *Lineární systémy 1*, učební texty, Plzeň, 2010,
- [4] Littrell, N.: *Understanding and mitigating shaft runout*, Orbit, Vol. 25, No. 3, 2005,
- [5] Biloš, J., Bilošová, A.: *Aplikovaný mechanik jako součást týmu konstruktérů a vývojářů: Část vibrační diagnostika*, studijní opora, Ostrava 2012,
- [6] Goldman, P., Muszynska, A.: *Application of full spectrum to rotating machinery diagnostics*, Orbit, 1999,
- [7] Shen, X., Jia, J., Zhao, M.: *Numerical analysis of a rub-impact rotor-bearing system with mass unbalance*, Journal of Vibration and Control, Vol. 13, No. 12, pp. 1819-1834, 2007,
- [8] Choi, Y. S.: *Investigation on the whirling motion of full annular rotor rub*, Journal of Sound and Vibration, VOL. 258, No. 1, pp. 191-198, 2002,
- [9] Muszynska, A., Goldman, P.: *Chaotic responses of unbalance rotor/bearing/stator systems with looseness or rubs*, Chaos, Solitons & Fractals, Vol. 5, No. 9, pp. 1683-1704, 1995,
- [10] Muszynska, A.: *Vibrational diagnostics of rotating machinery malfunctions*, International Journal of Rotating Machinery, Vol. 1, No. 3-4, pp. 237-266, 1995,
- [11] Jiang, J.: *Determination of the global responses characteristics of a piecewise smooth dynamical system with contact*, Nonlinear Dyn, Vol. 57, pp. 351-361, 2009,
- [12] Patel T. H., Darpe, A. K.: *Study of coast-up vibration response for rub detection*, Mechanism and Machine Theory, Vol. 44, pp. 1570-1579, 2009,
- [13] Sawicki, J. T., Padovan, J., Al-Khatib, R.: *The dynamics of rotor with rubbing*. International Journal of Rotating Machinery, Vol. 5, No. 4, pp. 295-304, 1999,
- [14] Meng, H. L., Leong M. S.: *Detection of early faults in rotating machinery based on wavelet analysis*, Hindawi Publishing Corporation, Advances in Mechanical Engineering, Vol. 2013, 2013,
- [15] Peng, Z., He, Y., Lu, Q., Chu, F.: *Feature extraction of the rub-impact rotor system by means of wavelet analysis*, Journal of Sound and Vibration, Vol. 259, No. 4, pp. 1000-1010, 2003,
- [16] Bently, D. E., Goldman, P., Yu, J. J.: *Full annular rub in mechanical seals, Part II: Analytical study*, Internatinal Journal of rotating Machinery, Vol 8., No. 5, pp. 329-336, 2002,
- [17] Bently, D. E. et. al.: *Full annular rub in mechanical seals, Part I: Experimental results*, Internatinal Journal of rotating Machinery, Vol 8., No. 5, pp. 319-328, 2002,
- [18] Goldman, P., Muszynska, A.: *Rotor-to-stator, rub-related, thermal/mechanical effects in rotating machinery*, Chaos, Solitons & Fractals, Vol. 5, No. 9, pp. 1579-1601, 1995,
- [19] Goldman, P., Muszynska, A., Bently, D. E.: *Thermal bending of the rotor due to rotor-to-stator rub*, International Journal of Rotating Machinery, Vol. 6, No. 2, pp. 91 -100, 2000,
- [20] Dai, X., Jin, Z., Zhang, X.: *Dynamic behavior of the full rotor/stop rubbing: Numerical simulation and experimental verification*, Journal o Sound and Vibration, Vol. 251, No. 5, pp. 807 – 822, 2002,

-
- [21] Pennacchi, P., Bachschmid, N., Tanzi, E.: *Light and short arc rubs in rotating machines: Experimental tests and modelling*, Mechanical Systems and Signal Processing, Vol. 23, pp. 2205-2227, 2009,
- [22] Chu, F., Lu, W.: *Experimental observation of nonlinear vibrations in a rub-impact rotor system*, Journal of Sound and Vibration, Vol. 283, pp. 621-643, 2005,
- [23] Hall, L. D., Mba, D.: *Diagnosis of continuous rotor-stator rubbing in large scale turbine units using acoustic emissions*, Ultrasonics, Vol. 41, pp. 765-773, 2004,
- [24] Mba, D., Hall, L. D.: *The transmission of acoustic emission across large-scale turbine rotors*. NDT&E International, Vol. 35, pp. 529-539, 2002,
- [25] Ma, H., et. al.: *Time-frequency features of two types of coupled rub-impact faults in rotor systems*, Journal of Sound and Vibration, 2008,
- [26] Peng, Z. K., Chu, F. L., Tse, P. W.: *Detection of the rubbing-caused impacts for rotor-stator fault diagnosis using reassigned scalogram*, Mechanical Systems and Signal Processing, Vol. 19, pp. 391-409, 2005,
- [27] Cheng, J., et. al.: *Local rub-impact fault diagnosis of the rotor systems based on EMD*, Mechanism and Machine Theory, 2008,
- [28] Huang, N. E., et al.: *The empirical mode decomposition and the Hilbert spectrum of nonlinear and nonstationary time series analysis*. Proc. Roy. Soc. London, 454, pp. 909-993, 1998,
- [29] Pennacchi, P., Vania, A.: *Analysis of Rotor-to-Stator Rub in Large Steam Turbogenerator*, International Journal of Rotating Machinery, 2007,
- [30] GENERAL ELECTRIC COMPANY, Method and system for rub detection in a steam turbine, inventor Cooper, G. E., US patent application, US20080240902 A1,
- [31] GENERAL ELECTRIC COMPANY, Method and apparatus for detecting rub in a turbomachine, inventors Sudhakar Rao, A., Badami, V. V., Toth, J. R., Giannakopoulos, N., Dimond, M., M., Kumar, J. US patent approval, US7409319 B2,
- [32] HITACHI, LTD. Device for identifying rubbing locations in rotating machines, inventors Matsushita, O., Satoh, M., Hioki, S., Kikuchi, K., Izumi, S., US patent approval, US4377947 A,
- [33] Čížek V.: *Discrete Fourier transforms and their applications*. SNTL, Praha, 1986, ISBN 0-85274-800-0,
- [34] Davídek V., Sovka P.: *Číslíkové pracování signálů a implementace*. Vydavatelství ČVUT, Praha, 1996. ISBN 80-01-02483-0,
- [35] Vaseghi S.V.: *Advanced digital signal processing and noise reduction*. John Wiley & Sons, 2000, ISBN 0-470-84162-1,
- [36] Proakis, J. G., Manolakis, D. G.: *Digital Signal Processing, Principles, Algorithms, and Applications*, Prentice-Hall, 1996, ISBN 0-13-373762-4,
- [37] Vejražka, F.: *Signály a soustavy*, Vydavatelství ČVUT, Praha, 1992, ISBN 80-01-00450-3,
- [38] Liška, J.: *Časo-frekvenční metody lokalizace volných částí v diagnostice energetických zařízení*, Disertační práce, Plzeň, 2008,
- [39] Boashash, B.: *Time frequency signal analysis and processing, A comprehensive reference*, Elsevier Ltd, 2005, ISBN 978-0-08-044335-5,
- [40] Cohen, L.: *Time-frequency Distributions – A review*, Proceedings of the IEEE, Vol. 77, No. 7, 1989,
- [41] Flandrin, P.: *Time-Frequency/Time-Scale Analysis*. Academic Press, London, 1999, ISBN 0-12-259870-9,
- [42] Horák, D.: *Diskrétní transformace*, Text vzniklý v rámci projektu Matematika pro inženýry 21. století, 2012,

- [43] Childers, D. G., Skinner, D. P., Kemerait, R. C.: *The cepstrum: A guide to processing*, Proceedings of the IEEE, Vol. 65, No. 10, 1977,
- [44] Kreidl, M.: *Diagnostické systémy*, Vydavatelství ČVUT, 1995, ISBN 80-01-01334-0,
- [45] Randall, R. B.: *Vibration-based Condition Monitoring: industrial, Aerospace and automotive applications*, John Wiley & Sons, 2011, ISBN 978-0-470-74785-8,
- [46] Šimandl, M.: *Identifikace systémů a filtrace*, Tiskové středisko ZČU, 2003, ISBN 80-7082-170-1,
- [47] Černý, V.: *Modelování a řízení spolehlivosti energetických celků*, Habilitační práce, Plzeň 2012,
- [48] Tůma, J.: *Zpracování signálů získaných z mechanických systémů s využitím FFT*, 1997, ISBN 80-901936-1-7,
- [49] Ocelík, V.: *Metody diagnostiky volných částí v plynových turbínách*, Disertační práce, Plzeň 2005,

Vlastní publikace

- [50] Liška J., Jakl J., Eduard E.: *Model čerpání žívnosti lopatek VT dílu parní turbíny TG1 ETE*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2009,
- [51] Liška, J., Janeček, E., Jakl, J., Záruba, T.: *Analýza a pokročilé zpracování signálů z parní turbíny v časo-frekvenční oblasti*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2009,
- [52] Liška J., Jakl J., Janeček, E.: *Advanced signal processing toolbox*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2009,
- [53] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Experimentální určování vlastních tvarů kmitání lopatek na základě měření vibrací*, Zvyšování životnosti komponent energetických zařízení v elektrárnách, pp. 181-184, Srní, 2009, ISBN 978-80-7043-827-5,
- [54] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Detekce rubbingu v experimentálních a provozních signálech*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2009,
- [55] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Metody detekce a experimentální ověření podmínek vzniku rubbingu*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2010,
- [56] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Rubbing na parních turbínách a metody jeho detekce*, Turbostroje 2010, sborník referátů, Plzeň 2010,
- [57] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Experimental evaluation of Blade frequency properties*, Proceedings of Seventh IASTED International Conference on Signal Processing, Pattern Recognition and Applications, 2010, ISBN 978-0-88986-822-9,
- [58] Jakl, J., Liška, J., Janeček, E.: *Detekce rubbingu v provozních datech z turbíny v Kodani-Amageru (Měření 30.8. - 1.9.2010)*, Výzkumná zpráva, Plzeň 2010,
- [59] Jakl, J.: *Metody zpracování signálů a detekce kontaktu rotor-stator v diagnostice parních turbín*, Práce ke státní doktorské zkoušce, Plzeň, 2011,
- [60] Jakl, J., Liška, J., Janeček, E.: *Využití akumulovaného úplného spektra k detekci kontaktu rotor-stator*, SVK 2011-magisterské a doktorské studijní programy, sborník rozšířených abstraktů, Plzeň, 2011, s. 59-60, ISBN 978-0-88986-822-9,
- [61] Jakl, J., Liška, J., Černý, V.: *The use of time-frequency methods in rotor/stator impact-rubbing detection*, Proceedings of the ASME 2011 International Desing Engineering Technical Conference IDECT/CIE 2011, Washington: ASME, 2011, pp.55-64, ISBN 978-0-7918-5478-5,
- [62] Liška, J., Jakl, J., Janeček, J.: *Cooling pump vibration signals evaluation focused on rub detection*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2011,

-
- [63] Liška, J., Jakl, J., Janeček, J.: *Vznik a detekce kontaktu rotor-stator v parních turbínách*, Sborník z 6. konference Zvyšování životnosti komponent energetických zařízení v elektrárnách, Srní 2011, s. 45-48, ISBN 978-80-261-0031-7,
- [64] Jakl, J., Liška, J., Janeček, E.: *Návrh metod pro automatickou detekci částečného rubbingu, prototyp diagnostického systému*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2011,
- [65] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Steam turbine rotor stator impact and rubbing detection*, CM 2012 / MFPT 2012 – The 9-th International Conference on Condition Monitoring and Machine Failure Prevention Technologies, The British Institute of NT, 2012, pp. 1-12, ISBN 978-1-901892-36-9,
- [66] Jakl, J., Liška, J.: *Lokalizace rubbingu v ETU, využití Wavelet transformace v lokalizaci rubbingu*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2012,
- [67] Liška, J., Jakl, J., Strnad, J., Janeček, E.: *Výzkum a vývoj v oblasti monitorování komponent parních turbín Doosan Škoda Power – souhrnná zpráva za rok 2012*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2012,
- [68] Liška, J., Jakl, J., Janeček, E.: *Vyhodnocení provozu ETU II z pohledu detekce a lokalizace kontaktu rotor/stator*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2012,
- [69] Liška, J., Jakl, J.: *Diagnostické měření na vulkanizačním lisu*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2013
- [70] Jakl, J., Liška, J., Janeček, E.: *Výzkum a vývoj metod lokalizace rubbingu a jejich automatizace*, Výzkumná zpráva, Plzeň, 2013,
- [71] Liška, J., Jakl, J.: *Aparatura pro detekci rubbingu a její ověření*, Souhrnná výzkumná zpráva, Plzeň, 2013,
- [72] Liška, J., Jakl, J.: *Detekce, lokalizace a analýza událostí kontaktu rotor-stator – souhrnná zpráva*, Souhrnná výzkumná zpráva, Plzeň, 2013,
- [73] Liška, J., Jakl, J.: *Analýza vibračního chování rotorů parních turbín a automatizace lokalizace rubbingu*, Souhrnná výzkumná zpráva, Plzeň, 2013,
- [74] Jakl, J., Liška, J.: *A novel method for partial rub detection based on cumulation of liftered full spectrum*, Proceedings of the 2014 Conference on Electronics and Communication Systems II (ECS '14), Proceedings of the 2014 Conference on Education and Aducation Technologies II (EET '14), Praha, 2014, pp. 72,79, ISBN 97801061804-231-6,
- [75] Liška, J., Jakl, J.: *A novel method for localization of rotor-stator rub in steam turbines*, Proceedings of the 2014 International Conference on Systems, Control, Signal Processing and Informatics II, SCSII '14, Praha, 2014, pp. 91-98, ISBN 978-1-61804-233-0