



Annual Report

Institute for Optical Systems

IOS Konstanz

HTWG Konstanz

2008

Optical Metrology |

Image Processing |

Light Engineering |

IOS Konstanz | Building E

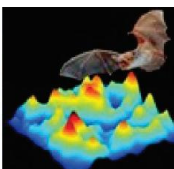
Brauneggerstrasse 55

78462 Konstanz

Web | www.ios-konstanz.de

E-mail | ios-info@htwg-konstanz.de

Claus Braxmaier | Matthias Franz | Bernd Jödicke | Klaus Durst | IOS team



Copying of this document, and giving it to others and the use or communication of the contents thereof, are forbidden without express authority. Offenders are liable to the payment of damages. All rights are reserved in the event of the grant of a patent or the registration of a utility model or design.

Foreword



With the ongoing Higher Education reform in Germany, the role of Universities of Applied Sciences is changing. The Bologna Process now offers the possibility to grant Bachelor- und Master-Degrees. Especially for Master Programs, it is necessary to provide students the possibility to participate in the research process, thus preparing them to continue their studies in PhD Programs or to take up careers in science or research jobs in industry.

The Konstanz University of Applied Sciences actively faced those challenges and initiated a process to identify areas of research in which we could successfully combine our existing strengths in new research institutes.

An outcome of this strategical process, the Institute for Optical Systems is one of three new research Institutes established by the Konstanz University of Applied Sciences in 2008.

I am pleased, that in less than one year, the first annual report can be published and shows the high level and range of activities. The following 13 papers demonstrate clearly how closely professors, students and partners from industry interact at the Institute for Optical Systems (IOS Konstanz), and what the members of the team achieved in that short a time.

I wish the Institute for Optical Systems continued success in the future.

A handwritten signature in blue ink that reads "Kai Handel". The signature is written in a cursive, flowing style.

Dr. Kai Handel

President of the University of Applied Sciences Konstanz

Preface

The present report gives an overview over the research and development activities of the Institute for Optical Systems at Konstanz (IOS Konstanz) in the year 2008. Our main fields of interest are optical metrology, image processing and light engineering, thus representing the fundamental disciplines of current optical technology. The focus on optical systems as a whole allows us to offer competent partnership to the local industry in all relevant aspects. The IOS was founded in April 2008 by four professors from three different faculties of the University of Applied Sciences at Konstanz (see next page) and is led by Prof. Dr. Braxmaier (director) and Prof. Dr. Franz (associate director).

The following project descriptions present ongoing activities mainly on a status report level. Most of the reports are written by students working on their diploma, bachelor, master or Ph.D. theses. They reflect the largely varying levels of content, practice and insight that are characteristic for an institution involved in academic education. Due to its interdisciplinary nature, research at the IOS combines approaches from optics, metrology, light engineering, sensor technology, image and signal processing, typically resulting in optical systems on a prototype level, either in prephase research or in cooperation with local industry.

On the occasion of our first annual report, we would like to thank all of our students and co-workers for their enthusiasm and dedication which makes our still rudimentary institute a great place to be. We are also indebted to the administration and staff of the HTWG Konstanz for their help and support during this startup phase, especially president Dr. Kai Handel and Prof. Dr.-Ing. Gunter Voigt, for the support and start-up funding and the faculties of Mechanical Engineering, Electrical and Information Engineering, and Computer Science with the deans Prof. Dr.-Ing. Carsten Manz, Prof. Dr.-Ing. Werner Kleinhempel and Prof. Dr.-Ing. Oliver Bittel for their assistance. Furthermore we appreciate the support of the Institute for Applied Research (IAF) Konstanz, especially Prof. Dr. Horst Werkle and Dipl.-Ing. FH Andreas Burger.

Prof. Dr. Claus Braxmaier:



Diploma in precision engineering at University of Applied Sciences Furtwangen. Diploma in physics and doctoral degree at the University of Konstanz in the field of fundamental tests of physics. Post-Doc at University of Konstanz. At EADS Astrium GmbH, system responsible for scientific and earth observation missions for ESA and head of group 'Mission Metrology'. Since 2005 professor for physics and control theory at the University of Applied Sciences Konstanz. Member of 'Institut für Angewandte Forschung' and 'Institut für Naturwissenschaften und Mathematik' Konstanz. Since 2008 director of the 'Institute for Optical Systems' Konstanz. Head of optical metrology research labs at HTWG and EADS Astrium GmbH. Main research: high resolution optical metrology for industrial and space applications.

Prof. Dr. Matthias Franz:



M.Sc. in Atmospheric Sciences from SUNY at Stony Brook, Diploma in physics from the Eberhard-Karls-Universität, Tübingen and doctoral degree in 1998. Thesis research in visual insect and robot navigation at the MPI for Biological Cybernetics and as a PostDoc at the Australian National University in Canberra. In industry he worked on various aspects of autonomous vision systems. 2002, he returned to the MPI as a group leader in the area of machine learning and computer vision. Since 2007 professor at the University of Applied Sciences in Konstanz and head of cognitive systems lab. Main research activities in the development of automatically generated vision systems, optimisation and probabilistic modeling, with applications in industrial machine vision, texture analysis and steganalysis.

Prof. Dr. Bernd Jödicke:



Study of physics at the University of Karlsruhe. Doctoral degree at Technical University Hamburg and University Karlsruhe in the field of high frequency technology. After that, industrial work at ABB Baden, Switzerland, as executive director for R&D. Since 1992 professor for applied physics at University of Applied Sciences Konstanz. Member of 'Institut für Angewandte Forschung', 'Institut für Naturwissenschaften und Mathematik', 'Institute for Optical Systems' Konstanz and 'Deutsche Lichttechnische Gesellschaft'. Head of laboratory for light engineering at HTWG. Main research activities in color and light measurements and color camera systems.

Prof. Dr. Klaus-Dieter Durst:



Study of physics at the University of Stuttgart, 1986 doctoral degree in the field of magnetism at the Max-Planck-Institute of metal research. Thereafter research center Weissach of the Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG, responsible for the central unit 'measurement technologies'. Since 1993 professor for measurement engineering and sensor technology at the University of Applied Sciences Konstanz. Member of 'Institut für Naturwissenschaften und Mathematik' and 'Institute for Optical Systems' Konstanz. Head of laboratories for measurement and sensor technology and production metrology. Currently director of 'Institut für Naturwissenschaften und Mathematik' Konstanz. Activities in the accreditation and surveillance of testing laboratories and inspection bodies.

Contents

1	Optical heterodyne interferometry for high sensitive translation and tilt metrology	7
2	Status Report on Integration Technologies for Optical Systems	13
3	Status: Mode Filters for "Mid-IR Test Interferometer"	17
4	Status: Implementation of a Phasemeter for LISA in an FPGA	23
5	Status: Down-Scaling of HEMP Thrusters	27
6	Interferometry-based Dilatometry for Dimensional Characterization of Highly-Stable Materials	31
7	Dimensional Characterization of CFRP Material	39
8	Optical profilometry based on a high-sensitivity heterodyne interferometer	45
9	Optimierungsansätze und Konzeptstudien für ein optisches 3D Messgerät	49
10	Laser Metrology Testbed: DBR Laser Diodes for Space Applications (Status Report)	55
11	Systematische Merkmalsbewertung in komplexen Ultraschallsignalen mit Lernmaschinen	61
12	Einfluss und Wechselwirkung von dynamischem Licht und Akustik auf die Leistungsfähigkeit von Mitarbeitern	67
13	Schlupffreie optische Geschwindigkeitsmessung nach dem Korrelationsverfahren	71

Optical heterodyne interferometry for high sensitive translation and tilt metrology

Thilo Schuldt^{1,3}, Martin Gohlke^{2,3}, Dennis Weise², Ulrich Johann², Achim Peters³, and Claus Braxmaier^{1,2*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

The Laser Interferometer Space Antenna (LISA) aims at detecting gravitational waves by referencing heterodyne interferometry to free-flying (inertial) proof masses, located at the corners of a triangle with 5 million kilometers arm length. The position of each proof mass with respect to the associated satellite must be measured with $1 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity in translation measurement and below $10 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity in attitude. In this paper, we present a compact heterodyne interferometer utilizing polarizing optics combined with the method of differential wavefront sensing (DWS) serving as a demonstrator for a complete optical readout system of the proof mass translation and attitude aboard the LISA satellites. Our interferometer is based on a highly symmetric design, where reference and measurement arm have similar optical paths and equal polarization and frequency. Intensity stabilization of the laser radiation, phase lock of the laser frequencies at the fiber outputs, and a digital phase measurement based on a field programmable gate array (FPGA) are implemented to achieve noise levels below $10 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ and $10 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$, respectively, for frequencies $> 10^{-2} \text{ Hz}$.

1 Introduction

The Laser Interferometer Space Antenna (LISA) is an ESA/NASA collaborative space mission dedicated to the detection of gravitational waves in the frequency band from $3 \cdot 10^{-5} \text{ Hz}$ to 1 Hz . This frequency band is not accessible to ground-based detectors due to gravity gradient noise on Earth up to 1 kHz . Gravitational wave detection opens up a new exploration window for astrophysical processes, in case of LISA e. g. the investigation of super-massive black hole formations, white dwarf binaries, neutron star binaries and super-massive black hole binaries.

LISA consists of three identical satellites forming an interferometer with an armlength of ≈ 5 million kilometers. For detecting the distortions of the triangle caused by a passing gravitational wave pm-sensitivity in translation measurement between each two satellites is needed. Free flying proof masses aboard the satellites act as inertial sensors for the satellites' orbit (drag-free attitude control system, DFACS) and also represent the end mirrors of the interferometer arms. In the current baseline design (the so-called 'strap-down-architecture',

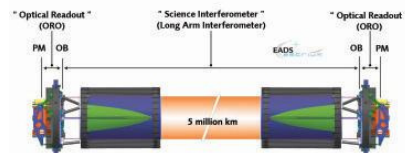


Figure 1: Schematic of the strap-down architecture design. The inter-spacecraft interferometry is split into two local and one 'long-arm' measurement.

cf. Fig. 1 and Ref. [4]) the interferometric measurement between two distant satellites is split into three independent measurements: (i) the distance between proof mass and optical bench on one spacecraft, (ii) the distance between two optical benches on two distant spacecraft over 5 million kilometers, and (iii) the distance between optical bench and proof mass on the other spacecraft. This leads to a functional decoupling and more efficient ground-testing capability of subsystems (concerning assembly, integration, verification – AIV).

Thus, the position of the proof mass with respect to the satellite housing must be measured for two purposes: (i) for the drag free attitude control sys-

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

tem of the satellite and (ii) as part of the scientific interferometer measuring the gravitational waves. Both purposes define specific requirements for the translation and tilt metrology of the proof mass position. For the sensitive axis and its correlated tilt angles, the DFACS position sensor requirements are $< 30 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ in translation measurement (with an f^{-1} relaxation for frequencies below 2.8 mHz) and $< 20 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ in tilt measurement (with an f^{-1} relaxation for frequencies below 0.1 mHz); when part of the science interferometer, the requirements are $< 1 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ in translation measurement and $< 10 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ in tilt measurement (both with an f^{-2} relaxation for frequencies below 2.8 mHz). The acceleration noise acting on the proof mass must be kept below $3 \cdot 10^{-15} \text{ ms}^{-2}/\sqrt{\text{Hz}}$ (with an f^2 relaxation for frequencies above 10 mHz).

State of the art optical readout for the LISA gravitational reference sensor

The current baseline sensor for drag-free control is a capacitive readout, which will also be implemented in the LISA precursor mission LISA Pathfinder [3]. An optical readout, which means higher sensitivity and lower force noise applied to the proof mass, is foreseen for noise reduction and is necessary for the science measurement. Therefore, different approaches for an optical readout are currently under investigation – both, as support for the drag-free control and as part of the science interferometer. An optical lever sensor is investigated at the University of Napoli (Italy) [1] where a translation noise below $1 \text{ nm}/\sqrt{\text{Hz}}$ for frequencies $> 5 \cdot 10^{-3} \text{ Hz}$ was demonstrated. A homodyne interferometer utilizing polarizing optics which is not sensitive to a tilt of the proof mass is under investigation at the University of Birmingham [12]. They demonstrated a noise level below $100 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ for frequencies $> 2 \cdot 10^{-3} \text{ Hz}$. Aboard LISA Pathfinder, the LISA Technology Package utilizes several heterodyne non-polarizing Mach-Zehnder interferometers measuring changes in distance and tilt between two free flying proof masses and between proof mass and optical bench [5]. They demonstrated a translation noise level below $3 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ and a tilt noise level below $5 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$, both for frequencies $> 10^{-2} \text{ Hz}$.

In the following we present an optical readout based on a heterodyne interferometer utilizing polarizing optics where the requirements for the science interferometer were taken as design goal for the setup. With our first setup we measured noise levels below $80 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ and below $30 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$, respectively, for frequencies above 10^{-1} Hz [10]. In this paper we present our new improved setup with

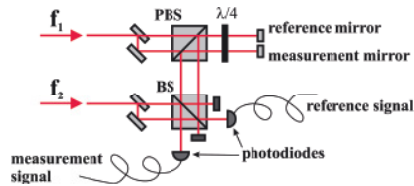


Figure 2: Schematic of the heterodyne interferometer (BS: beamsplitter; PBS: polarizing beamsplitter). The two redundant output beams of the beamsplitter are dumped.

decreased noise levels.

2 The heterodyne interferometer design

For maximum common mode rejection, we have chosen a highly symmetric heterodyne polarizing interferometer design concept with two spatially separated frequencies [13,15], cf. the schematic shown in Fig. 2. Both frequencies are split into two parallel output beams. The beams with frequency f_1 are transmitted at a polarizing beamsplitter (PBS). One of the two beams represents the reference beam and is reflected back by the reference mirror, the other beam represents the measurement beam and is reflected back by the measurement mirror, i. e. in case of LISA the free flying proof mass and in our experiment a fixed mirror. After passing twice a quarter waveplate ($\lambda/4$), the beams are reflected at the PBS and superimposed with the two beams with frequency f_2 at a non-polarizing beamsplitter (BS). Two photodiodes (PD1 and PD2, cf. Fig. 2) detect the heterodyne signals at the heterodyne frequency $f_1 - f_2$. In this design, reference and measurement beam have the same frequency and polarization. Polarization and frequency mixing are therefore – in principle – avoided. Also, care is taken that the optical pathlengths of measurement and reference beam are similar, especially inside optical components. This necessitates a symmetric beamsplitter for the generation of the two parallel output beams (not shown in Fig. 2).

Having two laser frequencies f_1 and f_2 with amplitudes A and B , the measurement signal on PD1 is given by $I_m \propto AB \cdot \cos(\Delta\omega t - \phi(t))$ and the reference signal on PD2 by $I_r \propto AB \cdot \cos(\Delta\omega t)$ with $\Delta\omega = 2\pi \cdot |f_1 - f_2|$. The phase difference $\phi(t)$ is proportional to the displacement Δl of the measurement mirror:

$$\phi(t) = \frac{4\pi n}{\lambda} \Delta l(t), \quad (1)$$

with n the refractive index of the medium the light

is travelling in and λ the vacuum wavelength of the light.

Performing an in-quadrature measurement of the phase between I_r and I_m yields two signals $S_1 = \frac{1}{2}AB \cdot \cos(\phi(t))$ and $S_2 = \frac{1}{2}AB \cdot \sin(\phi(t))$, where the phase measurement is obtained by

$$\phi(t) = \tan^{-1} \left(\frac{S_2}{S_1} \right). \quad (2)$$

Differential wavefront sensing

The method of differential wavefront sensing (DWS) [6, 7] is used for measuring the tilt of the measurement mirror. Therefore, a position-sensitive device such as a quadrant photodiode is used in the measurement arm of the interferometer. Its sum signal is used for the translation measurement, its (summed) halves for DWS. Differential wavefront sensing detects the difference in interference pattern over the beam cross-section which is generated by a tilted wavefront (coming from the measurement mirror) in superposition with a plain un-tilted wavefront. Regarding two opposing spots on the beam cross-section, both with a distance r to the center, the difference in phase is given by $\phi = 2\pi r\beta/\lambda$, where β is the angle between the two beams and corresponds to twice the proof mass tilt angle α . For our experimental setup, the calculation of the DWS signal caused by two Gaussian beams hitting a quadrant diode results in an effective phase difference $\phi_1 - \phi_3 \approx 1.4 \times 10^4 \alpha$ between opposite halves of the quadrant photodiode [8].

3 Experimental setup

We realized a compact interferometer setup based on the design described above. The interferometer breadboard is placed inside a vacuum chamber operated at pressures below 10^{-3} mbar. The laser and the optics for the heterodyne frequency generation are placed outside the vacuum chamber on a commercial optical table and the beams are fiber-coupled to the chamber.

3.1 Heterodyne frequency generation

An NPRO (non-planar ring oscillator) Nd:YAG laser at 1064 nm (InnoLight, Mephisto) is used as light source. It provides 1 W output power, where a small fraction is split off for use in the interferometer. The laser light is split and each beam is frequency shifted by use of an acousto-optic modulator (AOM). The RF signals driving the AOMs are generated by use of two direct digital synthesizers (DDS) in combination with amplifiers. The two DDS are phase locked and working at 79.99 MHz

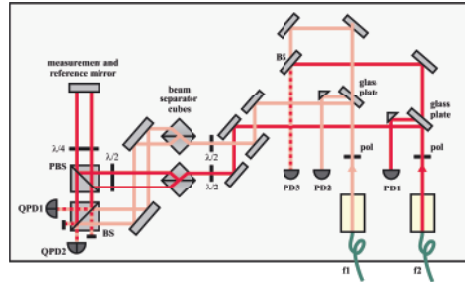


Figure 3: Schematic of our setup (BS: beamsplitter, PBS: polarizing beamsplitter, pol: polarizer, PD: photodiode, QPD: quadrant photodiode). For noise metrology measurement and reference mirror are realized by one fixed mirror.

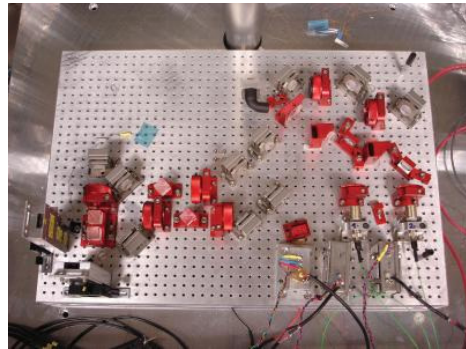


Figure 4: Photograph of our interferometer setup in the vacuum chamber. The interferometer is placed on a 30 cm x 44 cm aluminum breadboard.

and 80 MHz, respectively, resulting in a heterodyne frequency of 10 kHz. Both beams are fiber-coupled to polarization maintaining single-mode fibers and sent via feed-through into the vacuum chamber.

3.2 Interferometer board

The interferometer is placed inside the vacuum chamber on a 300 mm x 440 mm x 40 mm cast aluminum breadboard. For a high mechanical stability, a low beam height of 2 cm was chosen. A schematic of the interferometer board is shown in Fig. 3 and a photograph of the current setup in Fig. 4.

On the interferometer board, after fiber outcoupling, both beams are split at an uncoated 6 mm thick glass plate (interferometer flat). The Fresnel reflections at the front surfaces are used for the interferometer while the reflections at the backsides are directed to a monitor photodiode (PD1 and PD2 in Fig. 3). The beams transmitted are superimposed on a third photodiode (PD3) for the use of differential fiber-length control.

The beams used in the interferometer are both split symmetrically into two parallel output beams

at two energy separator cubes. The parallelism of the output beams is better than $2'$ (0.6 mrad). The beams with the frequency f_1 are first reflected at the polarizing beamsplitter (PBS) towards the measurement and reference mirror which in our setup are realized by one fixed mirror for interferometer noise metrology. After passing twice a quarter-waveplate, the reflected beams are then transmitted at the PBS and finally superimposed with the two beams at frequency f_2 at the non-polarizing beamsplitter (BS) in order to generate the heterodyne signals at the two quadrant photodiodes (QPD1 and QPD2). These signals contain the translation and tilt information.

We implemented an intensity stabilization and the phase lock of the heterodyne frequency, as well as the stabilization of the optical path lengths. The digital phase measurement, based on FPGA and LabView, is mandatory to obtain the presented results. Details on that are not described in this paper and are currently prepared for publication.

4 Results

We first tested our optical setup and the digital phasemeter by placing a glass plate in the measurement arm of the interferometer. When tilting the glass plate, the optical pathlength in the measurement arm changes. The measured translation signal was compared to the calculated estimation and both agree within the error margin.

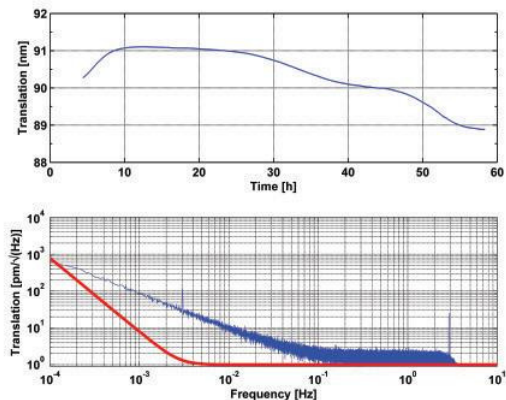


Figure 5: Time series and corresponding PSD of a 60h measurement.

The measured translation signal of a 60h noise measurement is shown in Fig. 5, together with the corresponding power spectral density (PSD). In this measurement, the intensity stabilization and the phaselock were implemented, the temperature stabilization was turned off. The peak near 3Hz is

caused by the missing synchronization of the DDS and the FPGA board and is removed in later measurements. The contributions of the control servo loops are shown in Fig. 6. Curve 1 was measured without intensity stabilization and phaselock, the peak near $4 \cdot 10^{-3} \text{ Hz}$ is caused by the temperature stabilization of the interferometer breadboard. The measurement shown in curve 2 includes additional intensity stabilization and a parameter optimized temperature stabilization shifting the servo peak to lower frequencies. Curve 3 corresponds to a measurement with implemented intensity stabilization and phaselock and curve 4 is obtained under similar conditions as curve 3 but with absent temperature stabilization. It can be seen that a passive temperature stabilization appears to be more effective for the LISA low frequency band. The significance of the phaselock in order to reach sub-nm noise levels is also clearly proven. It is also evident in the time series shown in Fig. 7. For verification of the passive common-mode rejection, we performed measurements with an active frequency-stabilization of the Nd:YAG laser source (frequency lock of the frequency doubled Nd:YAG to a hyperfine splitting in molecular iodine, for the experimental setup cf. [9]). Frequency noise and drifts should cancel in an ideally symmetric design of the interferometer with same pathlengths in measurement and reference beam. In our setup, the additional frequency stabilization showed no change in the measured noise levels.

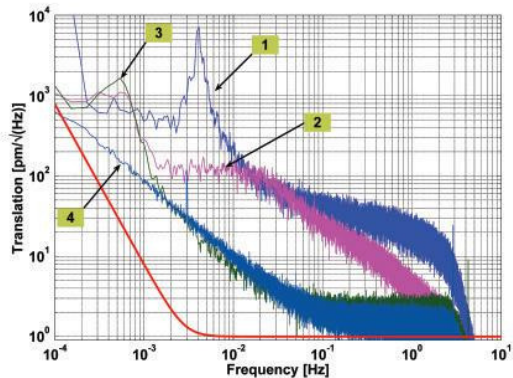


Figure 6: Power spectral density of the translation measurement: 1. with temperature stabilization; 2. with additional intensity stabilization and improved temperature stabilization; 3. with additional phaselock; 4. with intensity stabilization and phaselock but without temperature stabilization; red curve: LISA requirement.

The tilt measurement for two perpendicular axes is shown in Fig. 8 for the same 60h measurement

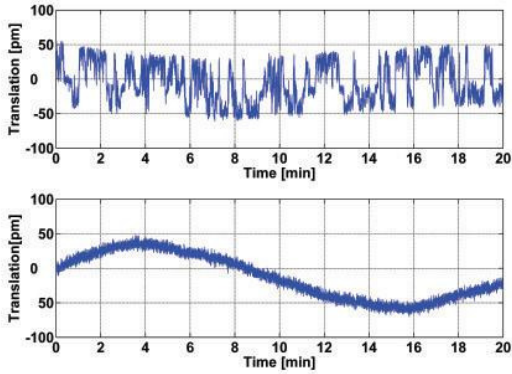


Figure 7: Time series of two measurements without (upper curve) and with (lower curve) implemented phase lock. The oscillation with a wavelength of several minutes in this measurement is caused by the temperature stabilization loop.

as shown in Fig. 5. We measured a noise level of $1 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ for frequencies above 10^{-1} Hz with a near $1/f^{1/2}$ increase towards lower frequencies.

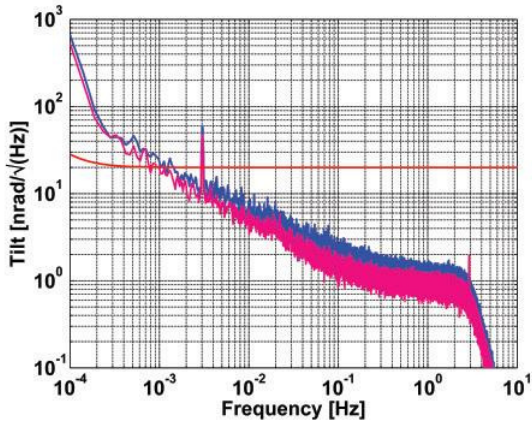


Figure 8: PSD of a 60 h tilt measurement utilizing differential wavefront sensing. Shown are the measurements for two perpendicular axes. The red line corresponds to the LISA requirement.

In order to understand the limiting noise levels, different measurements were performed. First, we analyzed the digital phase measurement and the correlated digitizing noise. For this purpose, we split the 10 kHz quadrant photodiodes sum signals before data acquisition and digitized all four signals. We performed the phase comparison on the FPGA board for both (similar) differential interferometer signals. Both obtained time series were subtracted. The corresponding PSD is shown in Fig. 9 (lower curve) and indicates that we are not

limited by digitizing noise in our measurement. The noise level caused by digitizing corresponds to $\sim 3 \cdot 10^{-4} \text{ nm}/\sqrt{\text{Hz}}$. We also performed a phase measurement between the same signals (sum signal of QPD1). This measurement is shown as middle curve in Fig. 9.

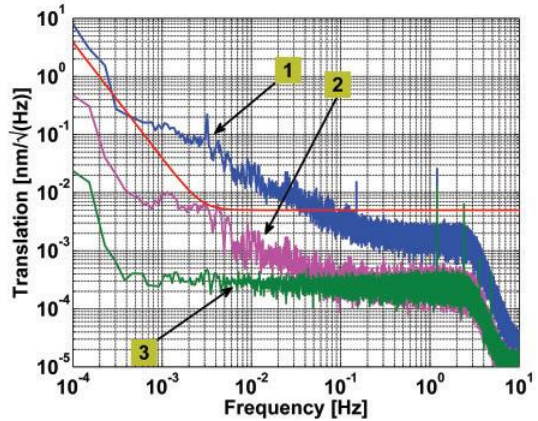


Figure 9: Noise measurement: 1. differential interferometer with intensity stabilization and phaselock; 2. PSD of the mixing of two identical signals (sum signal of QPD1); 3. PSD of the difference of two separately mixed differential interferometer signals; red curve: LISA requirement.

The white noise level at 2 pm in translation measurement might be caused by the electronic noise of the amplifiers of the quadrant diode signals. Also amplifier flicker noise might cause the $1/f$ increase at lower frequencies. The $1/f$ noise is temperature dependent and increased in an environment with insufficient air conditioning.

5 Summary and outlook

We realized a heterodyne interferometer with a $2 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ noise level in translation measurement for frequencies above 10^{-1} Hz with a near $1/f$ increase towards lower frequencies. In tilt measurement we achieved a $1 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ noise level for frequencies above 10^{-1} Hz with a near $1/f^{1/2}$ increase towards lower frequencies. Intensity stabilization and phase lock of the fiber output beams were implemented and shown to be essential for obtaining sub-nm noise levels. First investigations on noise sources were performed, the complete set of limitations is still under investigation.

Beside its application aboard the LISA satellites, the interferometer is adapted for characterization of dimensional ultra-stable materials such as carbon-fiber reinforced plastic (CFRP) where our setup enables the measurement of the coefficient of thermal

expansion with a 10^{-8} accuracy [2]. We also adapt the interferometer for use in industrial metrology, especially in optical profilometry [11].

Currently, we plan to transfer the interferometer to a baseplate made from mechanically and thermally highly stable glass ceramics, such as Zerodur[®], to further suppress dimensional instabilities. The optical components will be made from fused silica and connected to the baseplate via hydroxide-catalysis bonding technology [14] or equivalent techniques. This setup is expected to further shift the $1/f$ noise component to lower frequencies.

Acknowledgements

The authors thank for financial support by the Ministerium für Wissenschaft, Forschung und Kunst Baden-Württemberg within its program ‘Innovative Projekte 2005’.

References

- [1] F. Acernese, E. Calloni, R. De Rosa, L. Di Fiore, and L. Milano. An optical read-out system for the drag-free control of LISA. *Class. Quantum Grav.*, 22:S279–S285, 2005.
- [2] J. Cordero Machado, T. Heinrich, T. Schuldt, M. Gohlke, S. Lucarelli, D. Weise, U. Johann, A. Peters, and C. Braxmaier. Picometer resolution interferometric characterization of the dimensional stability of zero CTE CFRP. In *Proceedings of SPIE, Vol 7018, Advanced Optical and Mechanical Technologies in Telescopes and Instrumentation*, page 70183D, 2008.
- [3] W. Fichter, P. Gath, S Vitale, and D. Bor-toluzzi. LISA Pathfinder drag-free control and system implications. *Class. Quantum Grav.*, 22:S139–S148, 2005.
- [4] P. Gath, U. Johann, H. R. Schulte, D. Weise, and M. Ayre. LISA system design overview. In *Laser interferometer space antenna- 6th international LISA Symposium*, pages 647–653, AIP conference proceedings, 2006.
- [5] G. Heinzel, C. Braxmaier, M. Caldwell, K. Danzmann, F. Draaisma, A. Garcia, J. Hough, O. Jennrich, U. Johann, C. Killo-w, K. Middleton, M. te Plate, D. Robertson, A. Rüdiger, R. Schilling, F. Steier, V. Wand, and H. Ward. Successful testing of the LISA technology package (LTP) interferometer engineering model. *Class. Quantum Grav.*, 22:1–6, 2005.
- [6] E. Morrison, B. J. Meers, D. I. Robertson, and H. Ward. Automatic alignment of optical interferometers. *Appl. Opt.*, 33(22):5041–5049, 1994.
- [7] E. Morrison, B. J. Meers, D. I. Robertson, and H. Ward. Experimental demonstration of an automatic alignment system for optical interferometers. *Appl. Opt.*, 33(22):5037–5040, 1994.
- [8] H. Müller, S.-W. Chiow, Q. Long, C. Vo, and S. Chu. Active sub-Rayleigh alignment of parallel or antiparallel laser beams. *Opt. Lett.*, 30:3323–3325, 2005.
- [9] T. Schuldt, C. Braxmaier, H. Müller, G. Huber, A. Peters, and U. Johann. Frequency stabilized Nd:YAG laser for space applications. In *Proceedings of the 5th International Conference on Space Optics (ICSO 2004)*, pages 611–617, ESA Publications, 2004.
- [10] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, U. Johann, A. Peters, and C. Braxmaier. Compact laser interferometer for translation and tilt metrology. *International Journal of Optomechatronics*, 1(2):168–179, 2007.
- [11] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, A. Peters, U. Johann, and C. Braxmaier. A compact high-sensitivity heterodyne interferometer for industrial metrology. In *Proceedings of SPIE, Vol 7003, Optical Sensors*, page 70030Y, 2008.
- [12] C.C. Speake and S.M. Aston. An interferometric sensor for satellite drag-free control. *Class. Quantum Grav.*, 22:S269–S277, 2005.
- [13] M. Tanaka, T. Yamagami, and K. Nakayama. Linear interpolation of periodic error in a heterodyne laser interferometer at subnanometer levels. *IEEE Trans. Instrum. Meas.*, 38(2):552–554, 1989.
- [14] V. Wand, J. Bogenstahl, C. Braxmaier, K. Danzmann, A. Garcia, F. Guzman, G. Heinzel, J. Hough, O. Jennrich, C. Killo-w, D. Robertson, Z. Sodnik, F. Steier, and H. Ward. Noise sources in the LTP heterodyne interferometer. *Class. Quantum Grav.*, 23:S159–S167, 2006.
- [15] C.M. Wu, S.T. Lin, and J. Fu. Heterodyne interferometer with two spatial-separated polarization beams for nanometrology. *Opt. Quantum Electron.*, 34(12):1267–1276, 2002.

Status Report on Integration Technologies for Optical Systems

Simon Ressel^{1,2}, Martin Gohlke^{2,3}, Thilo Schuldt^{1,3}, Dennis Weise², Ulrich Johann², Ulrich Mescheder⁴, and Claus Braxmaier^{1,2}*

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

⁴Hochschule Furtwangen, Institut für Angewandte Forschung, Robert-Gerwig-Platz 1, 78120 Furtwangen, Germany

In this article we present the current status of the investigations on dedicated AI technologies for highly dimensional stable optical components on glass material structures. These opto-mechanical systems must fulfill beside stringent performance requirements also requirements concerning the environmental surroundings in space, such as temperature gradients and accelerations. Temperatures variations of 40°C and peak accelerations of 40 g have to be resisted without any loss of performance and functionality. For that purpose we applied the integration technology 'hydroxide-catalysis bonding'. Further we compared this method with bonding of components by gluing with space qualified adhesive. Criticality and decision criteria is beside the alignment possibility of each method especially mechanical strength and dimensional stability, which we tested by interferometric metrology. First results are presented and show the suitability of both methods. A first trade off results preliminary in the feasibility of the application of adhesive bonding, which hence could be an alternative to hydroxide-catalysis bonding. Especially higher flexibility concerning alignment and its tooling, combined with a shorter curing time is the driver.

1 Introduction

The design of optical instruments, such as high sensitive interferometric systems described in the above project, is strongly driven by the available assembly and integration technologies. Goal is to obtain a reliable technology to realize compact dimensional stable optical systems for space applications.

In connection with the design of a high resolution heterodyne interferometer (see first project) for the 'Laboratory For Enabling Technologies' at EADS Astrium in Immenstaad, different technologies for the integration of optical components are investigated. The interferometer will be made up of Zerodur and fused silica in order to achieve a high thermal and mechanical stability necessary for high resolution metrology. For further information w.r.t. pre-investigations see [4] and [3]. Hydroxide-catalysis bonding is an established method to affix optical components e.g. made of fused silica to low expansion base plates made of Zerodur. The inte-

gration technology of hydroxide-catalysis bonding has been invented at Stanford University for the bonding of optical components of a telescope for the Gravity Probe B mission [2].

In terms of an easier integration process, adhesive bonding shows a great promise for an integration of optical components. The long term characteristics of bonded joints and the feasibility of a precise alignment of the optical components is the subject of this study. Therefore a testboard is designed, using the two integration technologies.

The testboard shall enable the comparison of adhesive bonds and hydroxide-catalysis bonds using the DORO (see projekt1). Therefore three plane mirrors are aligned parallel to each other. The mirror bonded to the testboard using *Hysol EA 9313* is then measured in reference to the mirror, which is attached using the method of hydroxide-catalysis bonding. Herewith obtained measuring data gives information on the mechanical- and stability properties of the adhesive bonding. The feasibility of an interferometer bonded with *Hysol EA 9313* can thus be determined.

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

2 Setup of the testboard

The testboard is integrated into the setup of the DORO, which is built on an aluminium breadboard with a threaded bore template. For a better handling and adjustability the testboard is mounted into a specially designed bracket, shown in fig.1. The mounting of the testboard into the bracket requires three areas of the base plate on the top and bottom surface which are covered by the bracket.

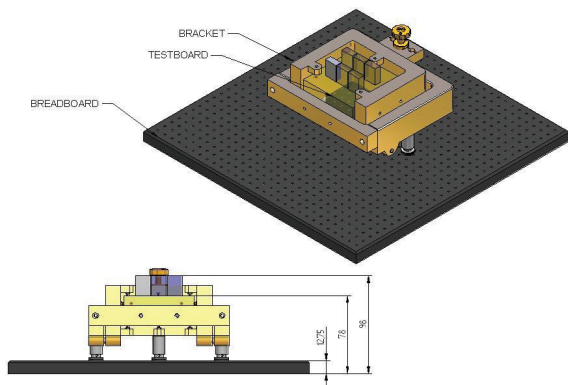


Figure 1: Isometric- and front view of the bracket with the testboard assembled.

In total 6 mirrors are fixed on the base plate. One measurement requires a row of three parallel planar mirrors. Where two adjacent mirrors are fixed using the method of hydroxide-catalysis bonding and another one by adhesive bonding. The reflecting surface of the mirrors are located in the centre of rotation of the bracket. The DORO uses a reference beam and a measuring beam, which run parallel with a distance of 4 mm. For the measurement one beam is reflected on each mirror.

As mentioned above the mirrors must be parallel to ensure a successful measurement. Hence the reflecting surfaces of the mirrors must bear parallelism of ± 0.5 mrad.

The testboard is equipped with two setups of mirrors, which, both, allow a measurement. Therefore two rows each with three mirrors as described above are assembled on the same surface. Figure 1 shows a model of the setup of the testboard mounted to the bracket.

3 Alignment setup

The required precise parallel alignment of the mirrors raises the need of real time readout of the positions of the mirrors. Therefore an optical setup

is designed, which enables to display the tilt of two mirrors and quantifies the deviation of their parallelism. In figure 2 the beam path of the setup is illustrated.

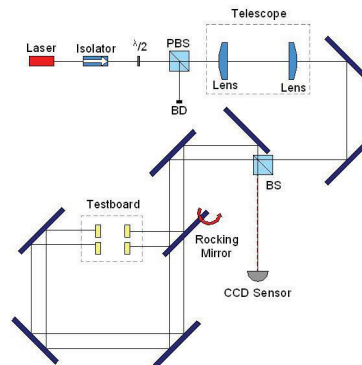


Figure 2: Beam path of the alignment setup

The laser is sent through an optical isolator. The optical isolator works like a diode in an electric circuit and prevents back reflections the laser. The isolator is followed by a half-wave ($\lambda/2$) retarder, which rotates the plane of polarization of the laser beam by 90° . The half-wave retarder is mounted to a rotating holder. The angle of the plane of polarization can thus be set to any desired value. In combination with a polarizing beam splitter (PBS), the half-wave retarder can be used to vary the ratio of the intensity in the outgoing laser beams. The PBS refracts transverse electric (TE) polarization, or 's' polarization and transmits transverse magnetic (TM) polarization, or 'p' polarization. The boundary layer of the PBS is put into the path of the laser beam under an angle of 45° relative to the incidence beam. By rotating the half-wave retarder and consequently the plane of polarization a portion depending on the rotation of the retarder is refracted into the beam dump (BD). The transmitted portion of the incident beam is then used for the subsequent setup. The laser emits a diverging beam, which has to be collimated. Therefore a telescope consisting of two planar-convex lenses is set up behind the PBS. The telescope is diverging and collimating the laser beam. The aperture of the collimated laser beam is thereby brought to about 1.5 mm. After diverting the beam with two mirrors two parallel beams with a nearly identical intensity are created by a beam splitter (BS). The boundary layer of the BS is aligned 45° to the incident beam. Half of the incident beam is transmitted through the BS while the other half is refracted. In order to achieve a distance in between the two beams of

4 mm (centre to centre) the incident beam hits the boundary layer of the BS close to the outer surface of the BS. A mirror is brought close to the outer surface to divert the beam refracted by the BS. The parallelism of the two beams is adjusted by the angle of the boundary layer and the mirror. To detect the relative alignment of two mirrors on the testboard, a beam of the two parallel beams is aimed on a mirror respectively. The mirrors of the testboard reflect the laser beams and return them back through the same path.

4 Results

Hydroxide-catalysis bonding takes place in three steps: hydration and etching, polymerization and dehydration. Bonding requires an alkaline solution such as sodium silicate to be applied in between the two flat surfaces to be bonded. For a successful bond the surfaces to be bonded have to be free of particles. Hence the bonding of the optical components was carried out in a cleanroom environment at Furtwangen University.

The **hydroxide-catalysis bonding procedure** allows only a short settling time of typically about 1 – 2 min, where the components can be aligned [5]. In addition to the alignment setup mentioned above, alignment templates are designed and used to ensure an alignment within the settling time. Measurements of the parallelism of mirrors integrated using the technology of hydroxide-catalysis bonding are showing that an alignment with a required parallelism of ± 0.5 mrad can't be achieved in a repeatable manner. However, one row of mirrors necessary for a comparison measurement was bonded successfully.

The **adhesive bonding** is carried out with a space-qualified two-component adhesive, which is also used for various space applications. Prior to the integration of the optical components on the testboard the thickness of the adhesive layer is determined at $1 - 7 \mu\text{m}$. Measurements of the mirrors integrated with adhesive bonding show a negligible tilt of the mirror caused by a disproportionate adhesive layer. Unlike hydroxide-catalysis bonding, adhesive bonding using *Hysol EA 9313* permits a settling time up to several hours. The alignment of the mirrors can thus be carried out within a relative long time.

Measurements of the parallelism of mirrors integrated with adhesive bonding without using a supporting tool show a drift of the glued component. This drift is due to the long settling time of the adhesive. Further adhesive bonded mirrors hold in position with a punctual downforce can be aligned

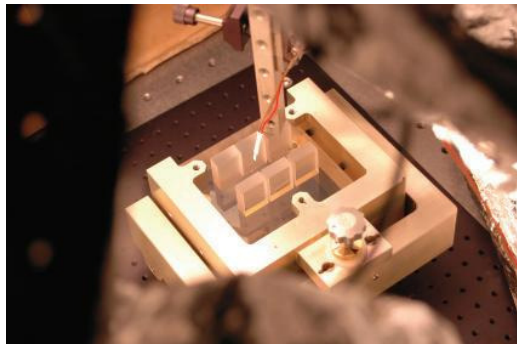


Figure 3: Testboard during adhesive bonding with support tool and heat addition.

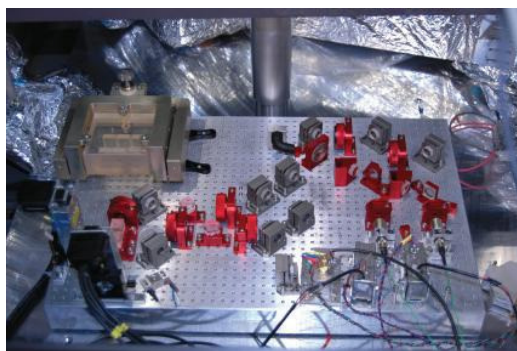


Figure 4: Testboard mounted into interferometer setup for stability measurement.

with a repeatable accuracy fulfilling the requirements. Additional application of heat can furthermore bring down the setting time to approximately 75 min [6] and [1].

To verify the long term stability of mirrors integrated with adhesive bonding, the testboard is mounted into the setup of the high resolution interferometer (DORO). The reference beam is aimed on a hydroxide-catalysis bonded mirror and the measuring beam is aimed on the adhesive bonded mirror. The PSD plot (power spectrum density) depicted in figure 5 shows that both integration technologies fulfill the required stability.

5 Conclusions

In terms of stability both integration technology meet the requirements. Beside the technology of hydroxide-catalysis bonding, adhesive bonding has proven to be an enabling technology for the integration of optical components on earth-based high resolution interferometers.

Concerning the process of the integration technologies several differences can be made:

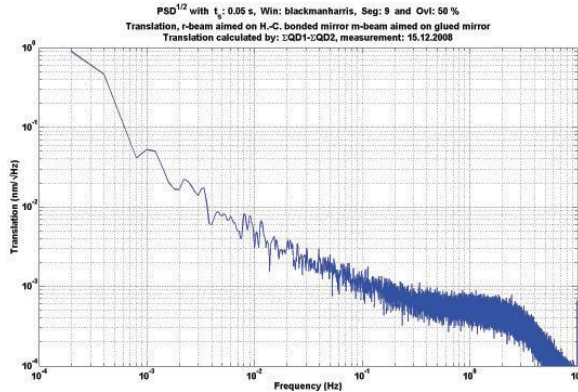


Figure 5: PSD-plot of long term measurement of a hydroxide-catalysis bonded mirror and an adhesive bonded mirror

For successful hydroxide-catalysis bonding an environment free of particles is crucial. Therefore a greater complexity concerning the level of cleanness of the used devices is needed than for adhesive bonding.

The short settling time of the hydroxide-catalysis bonding process might limit the level of alignment accuracy that can be reached. Additional devices and positioning mechanisms are unavoidable to achieve high alignment accuracy.

The structure of the bonding, however, provides excellent properties due to its quasi-monolithic characteristic.

Before hydroxide-catalysis bonded components achieve their full strength, a curing time of four weeks (might be reduced by heat application) is needed. The process is therefore more time intensive than adhesive bonding.

Adhesive bonding provides an integration technology, which requires less preparation of the components to be glued and can be performed in an ordinary laboratory environment. The alignment of the components can be done without using special alignment additives. Anyhow, a supporting tool has to be used to apply a downforce to hold the components in place while the adhesive hardens. Applying heat on the components to be bonded has proven to fasten the hardening process of the adhesive and should be considered to avoid a drift. Primary concerns of a tilt of the mirrors due to a disproportionate adhesive layer could not be observed.

6 Outlook

For applications where a precise alignment is required, but only simple alignment tools can be used, adhesive bonding provides a relatively easy to use integration technology.

The integration of optical components for earth-based applications can be done with adhesive bonding. For the design of the new high precision interferometer made up of fused silica and Zerodur adhesive bonding might be considered. However, an ultimate decision will be made after a tensile shear test has been performed.

Acknowledgements

The authors thank for financial support by the Ministerium für Wissenschaft, Forschung und Kunst Baden-Württemberg within its program ‘Zentrum für angewandte Forschung an Fachhochschulen: ZAFH Photonⁿ’.

References

- [1] Laszlo Becsi. Gluing experiment thickness measurement of two 2-component glues after the assembly with TRESKY T-3002 device. *Journal IAF Hochschule Furtwangen University*, 2008.
- [2] E. J. Elliffe, J. Bogenstahl, A. Geshpande, J. Hough, C. Killow, S. Reid, D. Robertson, S. Rowan, H. Ward, and G. Cagnoli. Hydroxide-catalysis bonding for stable optical systems for space. *Institute of Physics publishing*, 2005.
- [3] Heinzl et al. The LTP interferometer and phasemeter. *Class. Quantum Grav.*, (21):581 – 587, 2004.
- [4] Heinzl et al. Successful testing of the LISA technology package (LTP) interferometer engineering model. *Class. Quantum Grav.*, (22):1 – 6, 2005.
- [5] S. Reid, G. Cagnoli, E. Elliffe, J. Hough, I. Martin, and S. Rowan. Influence of temperature and hydroxide concentration on the settling time of hydroxy-catalysis bonds. *Science Direct*, 2006.
- [6] Navaid Zafar Rizvi. Si-Si Wafer Bonding. *Journal IAF Hochschule Furtwangen University*, 2008.

Status: Mode Filters for "Mid-IR Test Interferometer"

Stephan Ziegler^{1,2}, Reinhold Flatscher², Oswald Wallner², Dennis Weise², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

The following project is part of an ESA supported program concerning the technology development for the DARWIN mission. We present the current status of the DARWIN testbed, especially for spatial mode filters based on optical hollow fibers using a Mach-Zehnder interferometer for the Mid-IR. We identify the critical issues of the measurements. Improvements have been achieved by using a new method for short fibres. Furthermore we tested different materials for the wavelength range from 6.5 to 20 microns. We present a new coating, which has been developed for the fibre. Finally an efficient removing strategy of disturbing cladding modes has been achieved.

1 Introduction

The objective of the Darwin Mission is to search for signs of extra-terrestrial life on planets. Darwin is a space program of the European Space Agency - ESA. The mission shall first detect and in a second step analyze Earth-like worlds. Hence it is necessary to analyze the atmosphere of these planets. The constitution of an atmosphere provides information about the planet's structure and its evolution. One of the main goals of the mission is to identify bio markers like water vapor, ozone, and carbon dioxide as shown in figure 1 sketching a typical emission spectrum of a planet.

Earth-like planets are expected to orbit around stars in a proper distance called the habitable zone. The brightness of the star is extremely high and looking on the star/planet system the star light must be reasonably suppressed to make visible the weak radiation from a planet. A nulling interferometer can suppress the star light by destructive interference. The name of the mission was determined by the work of Charles Darwin (1809 - 1882). His theories of the evolution and natural selection were a ground-breaking work. Investigating Earth-like planets from space and the possible detection of life may give essential information on forming and the evolutionary status of life within the near universe. The evolution of our Earth will be better understood with the information on life-forming on other planets.

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

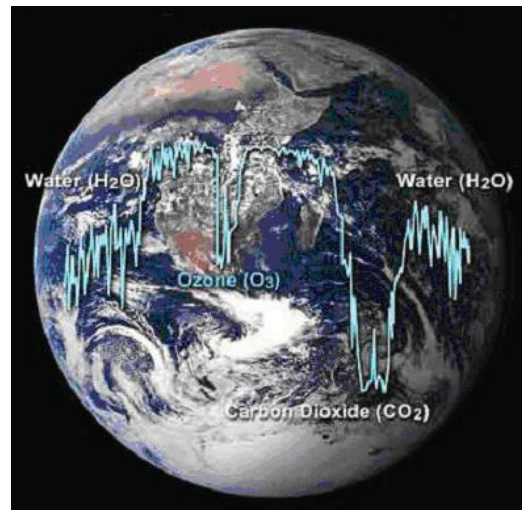


Figure 1: Characteristic spectral signature of an Earth-like planet.

The proposed architecture of a Darwin instrument is a system of interferometrically coupled satellites flying in a formation. The array of telescopes is located far away from our Earth to avoid irritations by the 'hot' dust trapped in our ecliptic plane. The separation of the receiving telescopes forms the base line of the interferometer. It is variable and can be matched to the observed star/planet system to be observed. Astrium's Darwin concept is based on four telescopes sending the light to a central hub spacecraft [1], [4], [2]

and [3]. It is mandatory to control the distances between the telescopes to a fraction of the used mid-infrared wavelength. The collected planetary light is spectrally analysed in a wavelength range between $6.5\ \mu\text{m}$ and $20\ \mu\text{m}$. The choice of the mid-infrared band is justified by the maximum thermal radiation expected from a 300 K body in that band and by the lower ratio of star to planetary radiation in that band. In the visible this ratio would be 10^2 but in the mid-infrared it is only 1 million. The requirements on star light suppression are relaxed therefore.

2 Setup

The Darwin Mission relies on a nulling interferometer. This interferometer produces a constructive interference (null) if two or even more signals are delayed by half of the used optical wavelength. This optical path delay is adjusted by delay lines and achromatic phase shifters and maintained over the full observation duration and over the full observation band. Then, the strong star light is sufficiently suppressed and the planetary light at some angular distance from the star can be detected and analyzed at the interferometer's output.

Suppressing the star light by 6 orders of magnitude requires optics of utmost optical quality that cannot be afforded or paid for. The surface quality of all involved elements must be in the order of $\lambda/4400$ at least. Using mode filters circumvents this bottle neck.

The performance of the realized mode filters is measured by using a compact Mach-Zehnder interferometer. The special arrangement generates two identical beams from a collimated laser beam. One beam is delayed by half of the used wavelength with the aid of a mechanical delay line. Both beams are superposed then on a beam splitter and interfere destructively. It is important to ensure the same beam history in both interferometer arms. The selected Mach-Zehnder architecture provides that each beam in the interferometer experiences one beam splitter transmission and one reflection. The test bed is shown in Figure 1.

The project Measurements of Mode Filters with a 'Mid-IR Test Interferometer' deals with the modal filtering of optical signals and determines the quality of the filtering process [2]. High-order wave front errors must be reasonably suppressed to allow a realization of the instrument with feasible optical components. A single mode fibre is the optimum

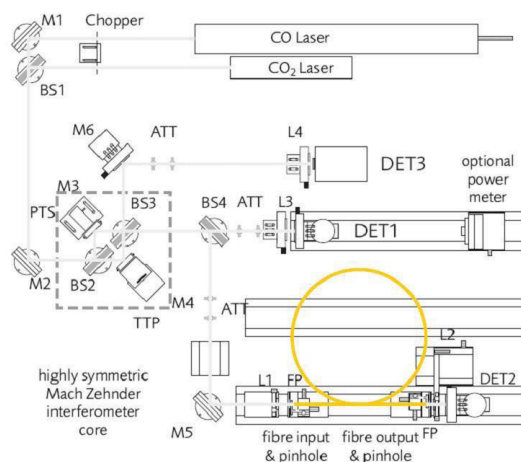


Figure 2: Highly symmetric Mach-Zehnder interferometer used for testing of mode filters. The abbreviations are: Mx = redirection mirror, ATT = attenuator of reflective type, PTS = piezo translation stage (OPD), Lx = lens, TTP = tip/tilt piezo stage, DET = detector, and BSx = wedged beam splitter.

wave front filter as it suppresses low and high order wave front errors in contrast to pinholes that reduce high frequency errors alone. A single-mode fibre is a broadband device and can be typically used over one octave whereas a pinhole is a chromatic component.

The working principle of a single mode fibre is as follows: The light is mainly coupled into the thin fibre core and propagates in the core. The core is surrounded by a fibre cladding. The cladding has a lower refraction index as the core and this index-guiding structure ensures the guiding of the light in the core. The small index difference between core and cladding in single-mode fibres provides weak guiding of the propagating light. Higher-order cladding modes are suppressed by damping layers attached on the cladding. The absorption layers are required as the cladding is not extended infinitely and the reflections at the interface cladding to air would be directed back to the core. Different materials are used in the interesting wavelength range. Special glasses made of germanium, arsenic, selenium, and tellurium (GAST) are preferred in the lower band between $6.5\ \mu\text{m}$ and $11\ \mu\text{m}$. In the upper band up to 20 micron polycrystalline silver halides are the best choice.

3 Required Performance and Environmental Tests

The following fibre parameter will be verified:

- mode distribution at two different wavelengths by using a matrix camera
- attenuation of the fibre at two different wavelengths
- suppression of star light by using a representative interferometer
- confirmation of the cut-off wavelength
- rotation of the polarization by the fibre

The following environmental tests are required for the application in a spacecraft:

- cryogenic temperature test at 40 K
- vacuum test to verify the reliability of the used materials
- γ -radiation test
- high-energy proton radiation test

The cryogenic test will be done at 77 K (liquid nitrogen) first and repeated with liquid helium to achieve the 40 K. The gamma radiation test will be done for a representative number of samples shielded by 5 mm aluminium at a total dose of 25 krad, 50 krad, and 500 krad. The proton radiation test is planned for a later time in Phase 2 of the project. 10^{10} protons per cm^2 with an energy of 10 MeV will be fired on the samples.

4 Results

Figures 3 and 4 illustrate the principle difference between the mode filtering behavior of multi mode and single mode fibres. The first picture shows the mode distribution of a multi mode fibre. We see a lot of speckles caused by the propagation of all higher order modes. A single mode fibre is shown in the second picture produces a single spot alone coming from the unique fundamental mode of the fibre. All disturbing cladding modes are suppressed by the absorption layers. The fundamental mode in single mode fibres is characterized by a Gaussian-like intensity distribution of the emitted beam.

The cut-off wavelength of a circular single mode fibre is affected by two parameters: The index difference between core and cladding (numerical

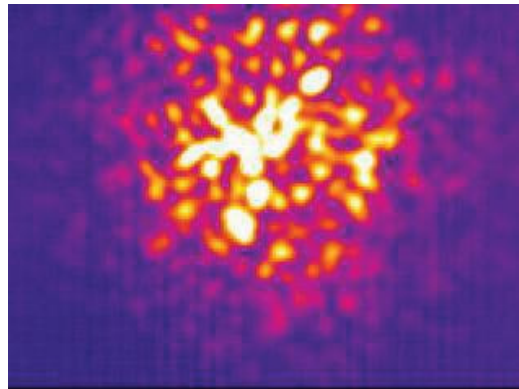


Figure 3: Mode distribution at fibre output: multi mode behavior, below cut-off wavelength.

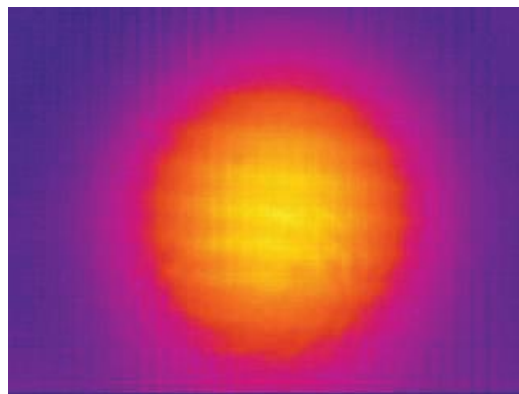


Figure 4: Mode distribution at fibre output: single mode behavior, above cut-off wavelength.

aperture) and the core diameter. The length of the fibre together with the absorption layer affects the performance of the mode filtering.

The Fresnel loss at the facets comes from the refraction index greater than 1. The GAST material has a refraction index of $n=3$ and the Fresnel loss from both facets results in a loss of 50%. Antireflection coatings of the fibre ends reduce the Fresnel loss to a few percents.

An oversized pinhole is used at the fibre input to obtain defined coupling conditions. Measuring the power after the pinhole gives a good indicator of the light that can be coupled into the fibre. The pinhole at the input also serves to limit the optical power. Excessive input power immediately destroys the facet in particular for the soft silver halide material.

Ideally the coupling to the fibre input should

not affect the mode filtering capabilities. However the quality of the fibre facet has some impact on the mode filtering. Partially broken fibres or contaminated facets deteriorate the mode filtering and increase the damping. An example of a perfect silver halide facet and a contaminated one is given in figures 5 and 6. If both fibres have the same design, the fibre of figure 5 achieves a better transmission.

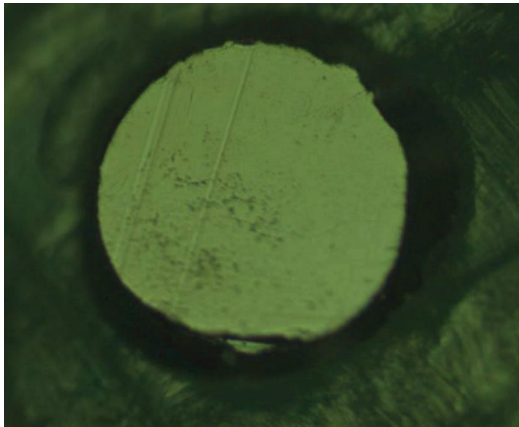


Figure 5: Fibre facets of different quality: perfect facet quality.

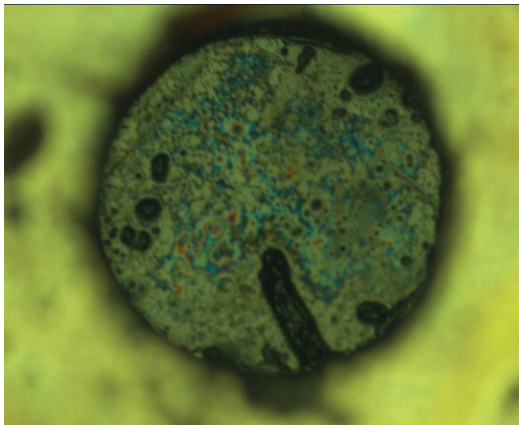


Figure 6: Fibre facets of different quality: contaminated facet (oily ferrule).

5 Conclusions

During the last weeks the fibre performance has been continuously improved by design changes and by better purification of the starting materials. Improvements have been achieved concerning

transmission and mode filtering. Proper procedures have been worked out to characterize and compare the fibres. A method has been developed to achieve reasonable single mode behavior in short fibres.

The fibre made of silver halide achieved good results. Silver halide fibres are extruded by pressing the heated and soft material through a die under high pressure. Each deformation of the crystalline structure can increase imperfections in the structure and will raise the damping. The transmission is still critical as the grain size, core size, and the size of deviations from circularity are in the same order of the wavelength in use. High facet quality and optimized material parameters yielded finally success. The material is best suited for the upper wavelength band. The optimized core has a diameter of 50 micron.

The GAST fibre is better suited for the lower wavelength range. No graining is observed in the glass. The fibre is drawn by the double crucible method and perfectly circular core cross sections are routinely achieved. The core diameter is adjusted by pressure in the inner crucible and drawing speed. The GAST fibre achieves a better mode cleaning behavior as compared to silver halide fibres of the same length.

6 Outlook

In the following weeks we will continue the performance measurements on both types of fibres. Silver halides and GAST. We want to make statistically relevant measurements on sets of up to 25 fibres from each fibre type. The samples will be fully assembled and AR-coated. Beside a cryogenic test at 77 K and 40 K on a living system we also will make performance tests before and after gamma radiation exposure to the fibre samples. In the following the proposed tests and required parameters are summarized. We are particularly interested in any failure of the fibre, e.g. blackening by radiation, reduced adhesion of AR-coating, or cracks in the interface connector to fibre.

Acknowledgements

The authors thank for fruitful discussions with Hansreiner Schulte and Peter Gath from Astrium Satellites GmbH. Furthermore the authors appreciated the support of the machine shop of the HTWG Konstanz led by Jürgen Romer.

References

- [1] R. Flatscher, O. Wallner, V. Artjushenko, and J. Pereira do Carmo. Manufacturing of chalcogenide and silver-halide single-mode fibres for modal wavefront filtering for darwin. In *Proc. '6th Internat. Conf. on Space Optics'*, Noordwijk, The Netherlands, June 2006.
- [2] O. Wallner, V. Artjushenko, and R. Flatscher. Development of Silver-Halide Single-Mode Fibers for Modal Filtering in the Mid-Infrared. In *Proc. SPIE 5491*, pages 636–645, 2004.
- [3] O. Wallner, R. Flatscher, and K. Ergenzinger. Exo-zodi detection capability of the Ground-Based European Nulling Interferometry Experiment (GENIE) Instrument. *Appl. Opt.*, (45):4404– 4410, 2006.
- [4] O. Wallner et al. Darwin mission and configuration trade-off. In *SPIE conference Astronomical Telescopes and Instrumentation 2006, Advances in Stellar Interferometry (AS04)*, Orlando, 2006.

Status: Implementation of a Phasemeter for LISA in an FPGA

Franziska Kittelmann^{2,3}, Martin Gohlke², Dennis Weise², Thilo Schuldt¹, Hans-Reiner Schulte², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2}*

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³FH Gelsenkirchen, Abteilung Bocholt, Fachbereich Elektrotechnik, Münsterstraße 265, 46397 Bocholt, Germany

The future LISA Mission requires an ultraprecise phasemeter for acquisition of interferometer beat signals with μrad precision whose differential phase contain information about the distance fluctuations between two satellites.

This article presents the concept for a new phasemeter prototype. First, we show the theoretical idea of the phasemeter. Then we explain the first design of the PLL (**P**hase **L**ock **L**oop). The following sections discuss the implementation of the phasemeter, especially the PLL, and the data transfer to the computer. Finally, we present the actual status and give an outlook for the next planned steps.

1 Introduction

In the LISA project it is required to measure variation of the distance between two satellites separated by 5 million km in the range of picometers. Therefore, an interferometer produces two sinusoidal signals, whose differential phase contain information about the distance fluctuations. With a phasemeter, the difference between two phases can be measured, and thus the changes of distance can be calculated.

At the present a team of Astrium GmbH – Satellites (Friedrichshafen), the University of Applied Sciences Konstanz (HTWG Konstanz) and the Humboldt University in Berlin are designing a new interferometer, which produces signals in a bandwidth of 2–20 MHz. The main goal of this work is the development of a suitable phasemeter, able to determine the phase of these signals with μrad accuracy.

2 Requirements

The Phasemeter should be realised digitally in VHDL (**V**ery **H**igh **S**peed **I**ntegrated **C**ircuit) **H**ardware **D**escription **L**anguage) on an FPGA (**F**ield **P**rogrammable **G**ate **A**rray). Therefore, the analog input signals, which are obtained from the interferometer, have to be digitalised with

two AD-Converters (**A**nalog **D**igital **C**onverter). After that, there should be a synchronisation signal for each input signal implemented in a digital PLL. The sample rate is $f_{step} = 100 \text{ MHz}$.



Figure 1: FPGA Board in this project: Altera Stratix II EP2S60F1020C4

Every 100 ms the information of the phases can be read out and will be sent with a timestamp to a computer via RS232-Interface. On the computer this information will be saved by a custom program. The final goal is to measure the phase to an accuracy of $6 \mu\text{rad}$ within the LISA measurement band of $0.1 \mu\text{Hz} - 1 \text{ Hz}$.

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

3 Layout and Function

Two parallel PLLs are the main components of the Phasemeter. Each has to produce a synchronisation signal with a difference in phase of 90° . Figure 4 shows the layout of a digital PLL for one input signal.

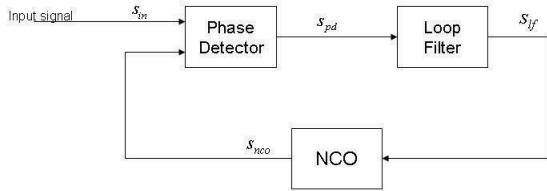


Figure 2: Initial Layout of the PLL

Before the signal can be sent to the PLL, it must be digitalized by an AD-Converter.

The first part of the PLL is the Phase Detector (PD). There, the signal will be multiplied by the NCO signal (**N**umerical **C**ontrolled **O**scillator). The formula for the PD is

$$s_d(t) = K_d \cdot s_{in}(t) \cdot s_{nco}(t) \quad (1)$$

K_d - amplification factor PD

with the formulas of the input signal and the NCO signal

$$\begin{aligned} s_{in} &= A_{in} \cdot \sin(\omega_{in}t + \varphi_{in}) \\ s_{nco} &= A_{nco} \cdot \sin(\omega_{nco}t + \varphi_{nco}). \end{aligned} \quad (2)$$

The result of (1) and (2) is

$$s_d(t) = \frac{K_d \cdot A_{in} \cdot A_{nco}}{2} \cdot [\cos((\omega_{in} - \omega_{nco})t + (\varphi_{in} - \varphi_{nco})) + \cos((\omega_{in} + \omega_{nco})t + \varphi_{in} + \varphi_{nco})]. \quad (3)$$

The PD output signal consists of a quasi DC- and an AC-part. When the PD is engaged ($\omega_{in} = \omega_{nco}$) then

$$s_d(t) = \underbrace{\frac{K_d \cdot A_{in} \cdot A_{nco}}{2}}_{\text{amplification factor}} \cdot [\underbrace{\cos(\varphi_{in} - \varphi_{nco})}_{\text{difference of phase}} + \underbrace{\cos(2 \cdot \omega_{in}t + \varphi_{in} + \varphi_{nco})}_{\text{AC-Part}}]. \quad (4)$$

For controlling the NCO only the DC-part is required. The other part has to be filtered out by the Loop Filter (LF). Therefore, a lowpass filter will be implemented.

Initially the NCO has its own frequency. If the LF output signal has a value, the eigenfrequency of the NCO will be changed to

$$s_{nco} = K_{nco} \cdot \sin(\omega_{nco}t + \varphi_{nco} + s_{lf}) \quad (5)$$

The information of the phase can be read out from the NCO output signal.

Every 100 ms, both signals will be sent to the computer via RS232.

4 Design of the PLL

4.1 NCO

The NCO consists of 3 components: frequency register, phase register and a Look Up Table (LUT). The step size x for the phase request will be shown by the frequency register. Therefore, it is necessary to calculate the step size with

$$x = \frac{f}{f_{step}} \cdot 2^{20}. \quad (6)$$

The sine-wave is divided into 2^{20} steps of the phase register. So the accuracy of the phase is 60×10^{-6} rad. The Look Up Table is controlled by bit 8 to bit 19 of the phase register. The Look Up Table consists of 2^{10} addresses with the information of a quarter of one wave. The other three quarters of one wave is determined by the developed VHDL Program.

4.2 Loop Filter

A lowpass filter of first order is designed as an **IIR**-Filter (**I**nfinite **I**mpulse **R**esponse). Its cut-off frequency is chosen to be $f_g = 100$ kHz. The digital transfer function $\tilde{A}(z)$ is

$$\tilde{A}(z) = \frac{\alpha_0 + \alpha_1 z^{-1}}{1 + \beta_1 z^{-1}}. \quad (7)$$

For calculating the coefficients α_0 , α_1 and β_1 of (7) the following formulas are required.

$$\alpha_0 = \alpha_1 = \frac{A_0}{1 + a_1 l}; \quad \beta_1 = \frac{1 - a_1 l}{1 + a_1 l}. \quad (8)$$

The normalised cut-off frequency F_g is

$$F_g = \frac{f_g}{f_{step}} = \frac{100 \text{ kHz}}{100 \text{ MHz}} = 0.001 \quad (9)$$

In (9) the scale factor l is

$$l = \cot(\pi F_g) = 318.3088. \quad (10)$$

The lowpass filter has an amplification factor $A_0 = 1$. For a lowpass filter of first order the coefficient a_1 is $a_1 = 1$.

Therefore, the coefficients α_0 , α_1 and β_1 are

$$\alpha_0 = \alpha_1 = 3.1318 \cdot 10^{-3}; \quad \beta_1 = -0.9937. \quad (11)$$

The schematic diagramm for the implementation of the digital transfer function (7) and the calculated coefficients (11) are shown in Figure 3.

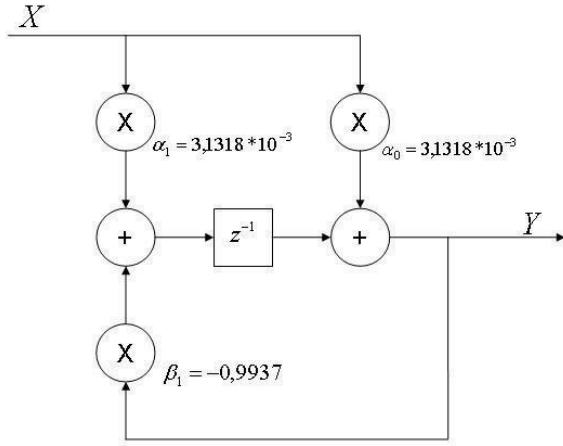


Figure 3: Design of the IIR-Filter

5 Implementation

5.1 PLL

The PLL will be implemented digitally on the FPGA. Therefore, the values between -1 and 1 have to be converted to words of bits. It is important that the dimension of the summand and factors of the addition and multiplication respectively are equal. The AD-Converter implemented a signal between -1 and 1. This will be converted to a word length of 12 bits signed. For example, the value 1 is converted to $2^{11} - 1$.

The input signal is sent to the Phase Detector, where it is multiplied by the NCO signal. This is why the interface of the NCO should be the same as the interface of the AD-Converter. Now the output signal of the Phase Detector can be calculated by the multiplication of the input and the NCO signal.

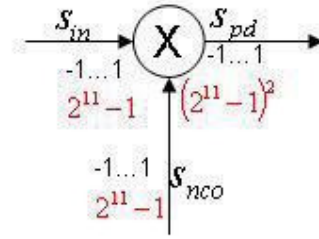


Figure 4: Implementation of the Phasedetector

The Phase Detector's output signal has to be multiplied once with the coefficient α_0 and once with the coefficient α_1 from (11). Therefore, the coefficients have to be dimensioned the same as the Phase Detector's output signal. As well the output signal of these multiplications can be calculated. The design in Figure 3 shows that these output signals are added to the multiplication of the return value of the filter's output signal and the coefficient β_1 . Resulting from this is that the best way to dimension both is like the other coefficients α_0 and α_1 . The results are shown in Figure 5.

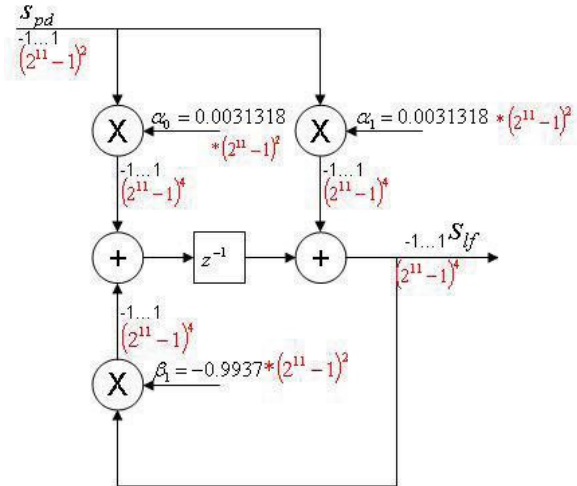


Figure 5: Implementation of the Loop Filter

The filter's return value has to be divided by $(2^{11} - 1)^2$. For the implementation in an FPGA it means cutting off the last 24 bits, however the difference compared with the division it would be large, and therefore the filter wouldn't work well. The answer to this problem is to realise the multiplication with coefficient β_1 in another way. β_1 can

also be written as

$$\beta_1 = -1 + \beta'_1 \quad (12)$$

Resultant of (12) is $\beta'_1 = 0.0063$, which is approximately 2^{-7} and means that the return value of the filter is shifted 7 bits to the right, and thus the implementation is much easier.

The new cut-off frequency calculated with the formula (9) and (10) is $f_g = 124.7$ kHz. Also the value of coefficients α_0 and α_1 has changed. The new value calculated with formula (8) is $\alpha_0 = \alpha_1 = 3.9 \cdot 10^{-3}$. So the final design of the loop filter is shown in Figure 6.

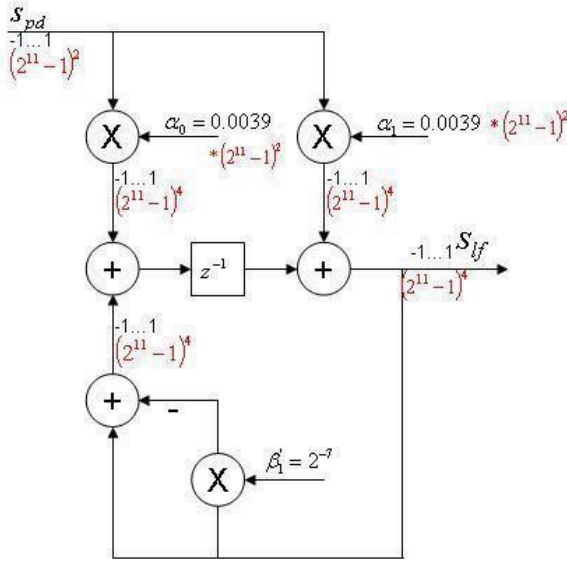


Figure 6: New Design of the Loop Filter

The next step is to implement the NCO (Figure 7). The important part is how the output signal of the Loop Filter controls the frequency of the NCO. The phase register, which has a word length of 64 bits and has the information of the phase, will be controlled by the frequency register. From these 64 bits the lower 20 bits are responsible for the sinusoidal signal of the NCO, but only Bits 8 to 19 control the Look Up Table.

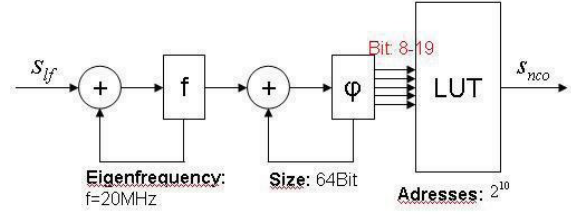


Figure 7: Design of the NCO

5.2 Data-Transfer

The Development of a specific protocol allows the FPGA to send a block of several Bytes to the computer via RS232 interface every 100 ms. This block consists of a 2 Byte synchronisation block, which inform the computer that data will arrive, a 2 Byte length block, which contains the information of the block length, a 4 Byte Headerblock, which does not yet contain information, and the Datablock, which consists of the timestamp and the information of phases.

Before sending, the block is saved in a FIFO buffer, which means that in a 10ms rhythm the FPGA gets the information of the phases from the phase register and saves it with the current timestamp in the data block.

6 Outlook

One phase for the phasemeter and the process of the transferring is already implemented in the FPGA, which means that one signal can be measured and duplicated by the PLL. The next steps are to find the best settings for the PLL. A very important part is to find the dimension of the filter's output signal to control the NCO. If that step is done, the whole phasemeter, with two PLLs, will be implemented in the FPGA and will be tested by two real signals. Finally the receive program will be adapted.

References

- [1] R. Best. *Theorie und Anwendungen des Phase-locked Loops*. AT Verlag, 1982.
- [2] U. Tietze and Christian Schenk. *Halbleiter-Schaltungstechnik*. Springer Verlag, 1993.

Status: Down-Scaling of HEMP Thrusters

Andreas Keller², Dennis Weise², Marcel Berger², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

Future space missions in earth observation and science are based on high accuracy metrology payloads, mostly in combination with drag free attitude control of the spacecraft. Goal is to ensure an appropriate noise-free environment for the sensitive measurements of e.g. Earth's gravity field and its gradient, gravitational waves or Earth's magnet field. For that purpose thruster with μN thrust **and** minimum noise are required. Different kinds of thruster are currently on development (RITs, FEEPs, GITs), but, however with great difficulties, especially in lifetime and noise behavior.

In this report we present our initial work with respect to a feasibility study of HEMP (**H**igh **E**fficiency **M**ultistage **P**lasma) thrusters down-scaled to the μN -region. An introduction to the principle is given. As first result the ion to be used in the plasma was selected.

1 Introduction

First ideas for electric propulsion were presented at the beginning of the 20th century [1]. Nevertheless it took until the last few decades until being deployed. This is mainly due to the conservatism applied in spacecraft industry and the lack of high levels of electric power onboard spacecrafts [1]. With the history of electric propulsion famous names like Tsiolkovsky, Goddard and Oberth are connected.

The major advantage in comparison to chemical thrusters is the high efficiency in using propellant. Another point is the lower disturbance of the spacecraft's instruments due to lower thrust noise and mechanical vibrations. Their main field of application is attitude / orbit control (such as north-south station keeping) and as main engine on interplanetary spacecrafts.

2 Principle

Electric propulsion is subdivided into

- electrothermal
- electrostatic
- electromagnetic

thruster. The treated HEMP thrusters (**H**igh **E**fficiency **M**ultistage **P**lasma) are ion thrusters which are a subclass of electrostatic thruster. Their

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

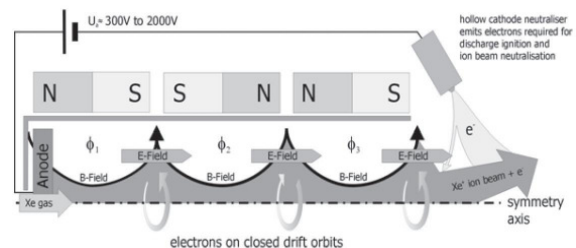


Figure 1: HEMP thruster operation principle [4]

basic principle is the ionization of a gas and acceleration in a static electric field. Due to the high particle velocity v in comparison to chemical thrusters a high propellant efficiency is reached effected by the high mass-to-charge ratio. This is expressed by a high specific impulse [6] $I_{sp} = \frac{T}{\dot{m}g_0} = \frac{v}{g_0}$, with thrust T , propellant mass flow \dot{m} , standard gravity $g_0 = 9.81 \text{ m/s}^2$ and mean propellant particle velocity v . The demand of a high amount of electric energy is a drawback.

3 HEMP Thruster

There are many different classes of ion thrusters known. One of the most promising is the so-called HEMP thruster invented by G. Kornfeld et al. [5]. The schematic setup is shown in Figure 1.

In a cylindrical dielectric tube a gas (typically a noble gas, in the Figure Xenon) is injected. Electrons generated by a neutraliser and attracted by

the anode (placed at the gas inlet) ionize the gas by impact (generation of ions). These ions are accelerated in the electric field (several hundred V up to a few kV).

A periodic poled magnet (PPM) stack is used to focus the plasma beam which reduces erosion of the walls. It also traps electrons on their way to the anode in magnetic cusps which increases ionization efficiency of the electrons. Between two magnets the magnetic field has a predominantly radial character. Due to Lorentz force ($\mathbf{F} = q(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B})$) the electrons are on a spiral movement and increase the collision length. The increased electron density shields the electric field so that after every stage the acceleration voltage drops.

The neutraliser emits electrons and is employed for discharge ignition and beam neutralisation (to prevent charging of spacecraft). The advantages over other thrusters like GIT's (**G**rid **I**on **T**hruster) and FEEP's (**F**ield **E**mission **E**lectric **P**ropulsion) are:

- simple design
- high reliability
- high efficiency (conversion of 80 % of electric power in kinetic ion beam power [2])
- low sputter erosion of the tube walls or grids

Therefore this class is an interesting design for further investigations, as the above features are extremely relevant for space applications.

4 The Project

Many future space missions rely on ultra precise attitude and drag free control systems, e.g. the class of fundamental physics missions like DARWIN, GAIA, MICROSCOPE and HYPER. For the LISA (**L**aser **I**nterferometer **S**pace **A**ntenna) mission an attitude precision in the nano radian range is needed which requires the use of thrusters in the μN thrust range.

Currently, FEEP's are the only candidates for the μN thrust range [2]. They are operating in the range from 1 – 100 μN with low noise in the 0.1 – 100 mHz frequency band and using liquid metals as propellant. However metal droplets can contaminate the spacecraft and limit the life time of the thruster. Another drawback is the high voltage which is needed for acceleration.

An alternative solution may be to reduce the thrust of existing HEMP thrusters to the 1 – 100 μN thrust range. Special attention should be paid on

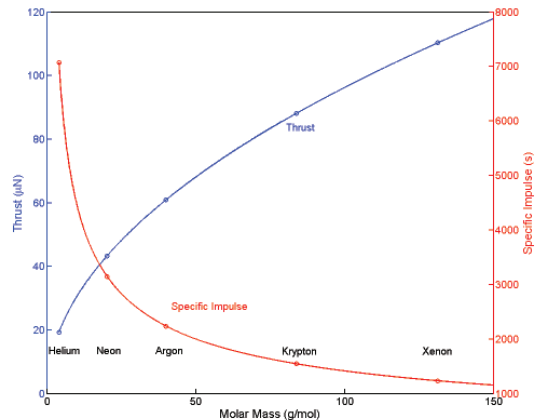


Figure 2: Thrust T (blue curve) and specific impulse I_{sp} (red curve) plotted over molar mass, calculated with acceleration voltage $U = 100 \text{ V}$, gas flow $I_V = 0.1 \text{ sccm}$ and an average ionization of one elementary charge per particle. The points denotes the values of the stable rare gases.

thrust noise which is a very important factor for the LISA mission.

With some rough assumptions the thrust is $T \sim I_{\text{particle}}UM$ where I_{particle} is the particle number current, U the acceleration voltage and M the mass per particle. So there would be different possibilities for reducing thrust:

- using different gas (so far mainly Xenon is used), reducing mass per particle
- lowering voltage which may lead to higher noise level (thermal effects become stronger)
- lowering particle number current which may also increase noise level (single particle effects gain influence).

The criteria for propellant gas selection are a low molar mass M (for low thrust and high specific impulse, see Figure 2) and a high ionization cross section σ (for high ionization efficiency). As possible candidates for propellant gases meeting these requirements are Methane (CH_4 , $M = 16 \text{ g/mol}$ and cross section up to $\sigma = 3.5 \times 10^{-16} \text{ cm}^2$ [3]) and Ammonia (NH_3 , $M = 17 \text{ g/mol}$ and cross section in the range of $\sigma = 3 \times 10^{-16} \text{ cm}^2$ [7]). Compared to Xenon (Xe , $M = 131 \text{ g/mol}$ and cross section up to $\sigma = 5.5 \times 10^{-16} \text{ cm}^2$ [8]) the cross section is approximately two-thirds and molar mass is one order of magnitude smaller. It is important to find a good compromise between high ionization cross section and low molar mass.

As first step the feasibility of reaching the desired thrust range has to be studied. Therefore the scaling behavior of different system parameters has to be analysed. If that succeeds a first test model can be built to check the calculations and to investigate the properties.

References

- [1] E. Y. Choueiri. A critical history of electric propulsion: The first 50 years (1906-1956). *Journal of Propulsion and Power*, 2:193–203, 2004.
- [2] J. A. Eichmeier and M. Thumm, editors. *Vacuum Electronics*. Springer Berlin Heidelberg, 2008.
- [3] Y.-K. Kim, W. Hwang, N. M. Weinberger, M. A. Ali, and M. E. Rudd. Electron-impact ionization cross sections of atmospheric molecules. *The Journal of Chemical Physics*, 106(3):1026–1033, 1997.
- [4] N. Koch, H.-P. Harmann, and G. Kornfeld. Development and test status of the thales high efficiency multistage plasma (hemp) thruster family. 29th International Electric Propulsion Conference, 2005.
- [5] G. Kornfeld, N. Koch, and G. Coustou. The highly efficient multistage plasma (hemp) thruster, a new electric propulsion concept derived from tube technology. 4th IEEE International Conference on Vacuum Electronics, 2003.
- [6] G. Kornfeld, N. Koch, and H.P. Harmann. Physics and evolution of hemp-thrusters. 30th International Electric Propulsion Conference, 2007.
- [7] T. D. Märk, F. Egger, and M. Cheret. Ionization of ammonia and deuterated ammonia by electron impact from threshold up to 180 eV. *The Journal of Chemical Physics*, 67(8):3795–3802, 1977.
- [8] R. Rejoub, B. G. Lindsay, and R. F. Stebbings. Determination of the absolute partial and total cross sections for electron-impact ionization of the rare gases. *Phys. Rev. A*, 65(4):042713, Apr 2002.

Interferometry-based Dilatometry for Dimensional Characterization of Highly-Stable Materials

Jorge Cordero^{1,2}, Thomas Heinrich^{1,2}, Thilo Schuldt^{1,3}, Martin Gohlke^{2,3}, Dennis Weise², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

We present an advanced optical dilatometer for high accuracy and resolution absolute measurement of the linear coefficient of thermal expansion (CTE_l). Based on a highly-symmetric differential heterodyne interferometer with two Michelson interferometer arms dimensional changes of a tubular shaped specimen under controlled thermal conditions can be characterized. Our measurement facility is located in vacuum and offers a ppb (10^{-9}) sensitivity, the test specimen can be temperature controlled in a temperature range between 20°C and 60°C. A thermally stable support and two identical isostatic mirror clamps were specifically designed to fix a reference and a measurement mirror inside the sample tube enabling a non-tactile measurement where no load in the axial direction is applied to the device under test (DUT).

1 Introduction

Materials and solid state bodies change their geometrical dimensions with a change of the ambient temperature. The length stability of a solid material is characterized by the linear coefficient of thermal expansion (CTE_l), which is defined by

$$CTE_l = \alpha = \frac{\Delta L}{L} \cdot \frac{1}{\Delta T} \quad [K^{-1}], \quad (1)$$

where $\Delta L/L$ represents a relative length variation when the material is exposed to a temperature variation ΔT . It is usually expressed in units of micro-strain per Kelvin or ppm per Kelvin ($10^{-6}/K$).

For volumetric dimensional changes, the cubic coefficient of thermal expansion is defined by

$$CTE_v = \beta = \frac{\Delta V}{V} \cdot \frac{1}{\Delta T} \quad [K^{-1}]. \quad (2)$$

For an isotropic material $\beta = 3\alpha$. This material specific property is in general temperature-dependent but for several materials can be approximately constant over a wide temperature range.

The CTE varies over temperature depending on the kind of materials, either pure solids or composites. Pure solids follow the Debye model of heat capacity C_v as function of the temperature with a

T^3 dependence, where exists a linear correlation between the volumetric CTE and the heat capacity for low temperatures: $CTE_v \propto C_v$.

For composite materials with precise constituents proportion and a well-studied manufacture process the CTE is tunable. Thus, a composite with a negative and a positive CTE constituent can be tuned to the desired CTE. This can be even close to zero over a determined temperature range. Generally the thermal properties of a solid material together with its stiffness and density (see table 1) determine its mechanical structural quality and therefore its possible applications.

A study of the CTE can provide information about quality defects in the structure caused during manufacturing or storage, manufacture errors, ageing or fatigue effects. In composites the CTE can even provide information about its composition, i. e. the relative quantity of each component. For this reason materials are usually thermally characterized by measuring this material property.

From now on we will refer to the linear CTE as CTE, since our apparatus is intended to measure dimensional changes in length and not in volume. For this purpose – for a sample of known length L – two physical quantities have to be measured (ΔL and ΔT). The most reliable measurement techniques have been developed with resolutions high enough to measure dimensional changes in length

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

Table 1: Properties of thermally highly stable materials.

	Composition	Strength [GPa]	Density [kg/m ³]	CTE [ppm/K]	
Invar36[®]	Fe(64)Ni(36)	≈ 140	≈ 8000	≈ 1.6	[14]
CFRP	PAN fibres-epoxy	≈ 220	≈ 1700	≈ -0.5	[14]
Zerodur[™]	ceramic-glass	90	≈ 2500	< 0.01	[1]
ULE[®]	Titania silicate	67.6	2210	< 0.03	[2]
Fused silica	SiO ₂	73	2200	0.4	[14]

of the most sophisticated ultra stable materials.

Thermomechanical analyzers belong to the dilatometry instruments. They are suitable to characterize highly stable materials, where the change in length (ΔL) of a known length (L) is transmitted to a displacement sensor as a function of temperature by means of push-rods fixed at the ends of the probe. Several displacement sensors are in use, from a simple dial gauge, a capacitance transducer or a linear variable displacement transducer (LVDT). This technique works adequately from under 0°C to over 2000°C, provided that the materials of the supporting system and the push-rods are stable. The accuracy of such instruments is typically at maximum $\pm 0.1 \cdot 10^{-6}/\text{K}$, for data obtained over a 100°C temperature interval [6, 12].

Optical dilatometry offers higher accuracy compared to mechanical dilatometers since the change in length of the DUT is measured as a fraction of the source laser wavelength. The relative movement of two mirrors or reflecting surfaces (reference and measurement mirrors of an interferometer) placed in contact with the end faces of the sample is measured under controlled temperature changes. It is suitable for characterizing even ultra-stable materials like polymers and glass-ceramics. Measurements near to the absolute zero [3] and up to 2000 K [13] using a cryostat or an oven housing the test specimen have been carried out. Within the interferometric techniques different concepts have been developed, from homodyne to heterodyne detection, implementing Fizeau, Fabry-Perot or Michelson interferometers. The variety in optical systems is also diverse [8], and can be classified according to the paths that beams travel in the interferometer as single or multi-pass. Based on how they measure the length variation of the DUT, they can be divided in single-ended (where an auxiliary reference is used as reference mirror of the interferometer), or in double-ended techniques (where the reference

and measurement mirrors of the interferometer are both part of the DUT or fixed to it). As reflective components fixed to the sample, specific mirrors, retroreflectors, cube corner prisms or just the coated surface of the end faces of the sample can be utilized. Compared with mechanical dilatometers the method of laser interferometry offers higher sensitivity, precision and reliability for measuring microscopic length variations.

There is a wide variety of materials with very low CTE (cf. table 1), but not all offer a tunable CTE like for instance carbon-fibre reinforced plastic (CFRP) and Zerodur[™]. CFRP is made from pyrolysis treated carbon-fibres of polyacrylonitrile (PAN) and a polymeric matrix of epoxy resin. Isotropic materials, like polymers expand equally in all directions. On the other side, the fibres used to reinforce this polymer resin matrix, carbon fibres in case of CFRP, are not isotropic. The oriented fibres, which are stiffer than the matrix, produce a composite stiffness higher in the direction of the fibre orientation than in the transverse direction. Thus, the thermal deformation in the axial direction of a CFRP tube can be controlled by combining a fibre of appropriate axial stiffness and negative thermal expansion with a matrix of given stiffness and positive thermal expansion. With this premise and a well-controlled plies lay-up, a theoretical zero thermal expansion at a given temperature in the direction of interest can be designed. The manufacture process determines the exactitude degree this theoretical value can be obtained.

Highly stable but lightweight materials find its application in aeronautical and space structures, where the highest stability requirements have to be met. Particular challenging requirements have to be fulfilled for the LISA Mission (Laser Interferometer Space Antenna, [4]), where the telescope spacing between primary and secondary mirror must be stable to a few picometres. Only few materials offer

sufficient thermal stability to provide such performance. Candidates are for example Zerodur™ and carbon-fibre reinforced plastic (CFRP), where the latter is preferred in terms of mechanical stiffness (which is similar to metal) and robustness (cf. table 1).

In case of LISA, the total ‘single link’ pathlength distortion caused by thermal expansion of the full telescope spacer material is

$$\Delta L = 2L_{spacer} \cdot CTE_{spacer} \cdot \Delta T, \quad (3)$$

where L_{spacer} is the distance between the primary and secondary mirrors of the telescope (travelled twice before reaching the optical bench) and CTE_{spacer} is the coefficient of thermal expansion of the spacer material.

Within the current LISA Mission Formulation Study [5] conducted by Astrium GmbH under ESA contract, the error budget for geometrical pathlength changes due to telescope deformation is presently allocated to be

$$L_{spacer} \cdot CTE_{spacer} \stackrel{!}{<} 200 \text{ nm/K}. \quad (4)$$

This implies approximately a maximum CTE_{spacer} value of $0.2 \cdot 10^{-6}/\text{K}$, where the in-operation telescope temperature ranges from -60°C (external spacecraft area) to 20°C (optical bench).

To characterize thermally highly stable materials we have developed a high accuracy measurement facility based on heterodyne laser interferometry, which is able to measure dimensional changes with ppb sensitivity. So far the facility has been used to characterize tubes of carbon-fibre reinforced plastic.

2 Measurement method

Our facility was designed for measuring the CTE of cylindrical tubes with a 20 mm internal diameter, a ~ 2 mm wall thickness and a maximum length of 120 mm. The device under test (DUT) is placed inside a radiation heating with Peltier elements used for temperature control. A function (such as a sine or square wave) is applied to the heating and the resulting temperature variation ΔT of the sample tube is measured by high-sensitivity temperature sensors. Two mirrors are fixed inside the tube with a distance L , its length variation ΔL when exposed to temperature changes is measured by use of a differential heterodyne interferometer, cf. figure 1.

The interferometer is based on a highly symmetric design, where two Michelson interferometers are implemented to achieve differential length variation

measurements between a reference and a measurement arm [11]. The symmetry implies that reference and measurement beams of the interferometer have the same frequency and polarization, as well as optical pathlengths, except the distance L between the reference and measurement mirror clamped inside the tube. Heterodyne interferometry provides high accuracy and easy implementation of an in-quadrature phase readout offering a dynamic range not limited to $\lambda/2$ in the optical path difference. From the point of view of materials characterization or dimensional thermal analysis this means the ability to characterize materials with non-monotonic thermal expansion and also the exposure of the DUT to periodical thermal cycling.

The method of differential wavefront sensing (DWS [7]) is utilized for measuring the tilt of the mirrors in the tube. This allows the detection of irregular deformations or rotations of the device under test with microradian resolution.

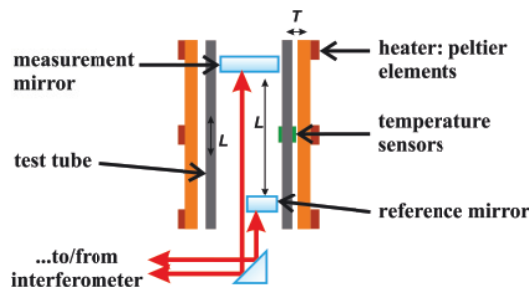


Figure 1: Block diagram showing the CTE metrology principle. Reference and measurement beams have the same frequency and polarization coming from a same beam previously split. The optical pathlength difference between interferometer arms L is determined by the separation distance of reference and measurement mirror reflective surfaces, fixed inside the DUT.

3 Measurement set-up

Our highly symmetric heterodyne interferometer was originally developed as a lab demonstrator for an optical readout of the LISA gravitational reference sensor, where translation and tilt of a free flying proof mass with respect to the optical bench must be measured [9, 10]. With this interferometer, noise levels below $10 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ in translation measurement and below $10 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ in tilt measurement, both for frequencies above 10^{-2} Hz , are achieved. The measurement instrument is described in detail in the project ‘Optical heterodyne interferometry for high sensitive translation and tilt metrology’.

An overview sketch of the adapted setup for high accuracy optical dilatometry is shown in figure 2 depicting its functional subsystems and the corresponding optical and electric interfaces. The measurement facility, i. e. the interferometer and the DUT and heating subsystems, is placed inside a vacuum chamber operated at pressures below 10^{-4} mbar in order to avoid air turbulence and to provide a thermally stable environment.

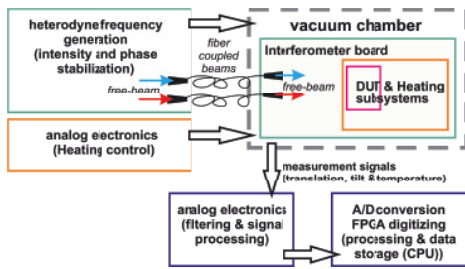


Figure 2: Overview sketch showing the functional subsystems of our CTE measurement facility.

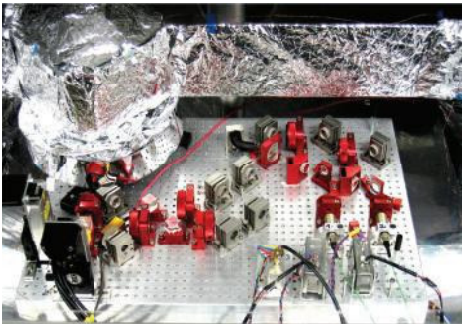


Figure 3: Measurement facility inside the vacuum chamber. The heating subsystem is mounted, covering the sample tube support.

A schematic of the optical setup inside the vacuum chamber is shown in figure 4. The laser light with frequency f_2 is split in two parallel beams and directed to the interior of the sample tube where one beam is reflected by the reference mirror and the other by the measurement mirror. Each of these mirrors represents the measurement end mirror of a classical heterodyne Michelson interferometer. The signals coming from the sample tube are superimposed at a non-polarizing beamsplitter with the laser light of frequency f_1 resulting in a reference and a measurement beam at the heterodyne frequency. Each one is detected by a quadrant photodiode, where the sum signals are used for the translation measurement and the four halves (up, down,

left, right) signals for tilt measurement. All signals are amplified, anti-aliasing filtered and transferred to a Field Programmable Gate Array (FPGA) computer board. The phase measurement $\phi(t)$ is proportional to the displacement between reference and measurement mirrors,

$$\phi(t) = \frac{4\pi n}{\lambda} \Delta l(t). \quad (5)$$

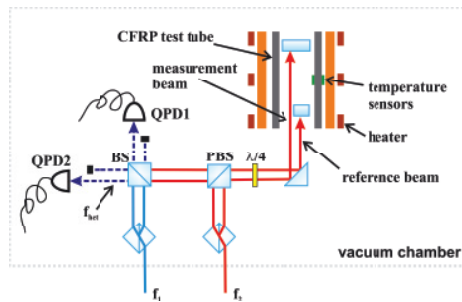


Figure 4: Schematic of the measurement facility, i. e. interferometer, DUT and heating subsystems inside the vacuum chamber.

3.1 DUT subsystem

The sample tube support and the mirror clamps are two key components of our measurement facility. The tube is mounted on an anodized aluminium support which is thermally insulated against the cast aluminium interferometer board by use of thin-walled fibreglass tubes. The tube is supported radially in the middle in order to compensate gravity expansion of the lower half and compression of the upper half. Three fine thread screws placed triangularly in the support encircling the sample tube are used for an angular adjustment of the tube in relation to the mirror on the interferometer board that directs reference and measurement beams perpendicular upwards inside the tube (cf. figure 5).

Two identical mirror clamps were designed to fix both reference and measurement mirrors inside the test tube (see figure 6). Invar36[®], an iron-nickel alloy which offers a very low coefficient of thermal expansion (cf. table 1) was chosen as material for the mirror mechanical clamping support. Each mirror clamp is made up of six legs of the same length. Three of them fix the clamp to the inner surface of the CFRP tube, the other three legs fix the mirror inside the clamp. The reflective mirror surface together with the six clamping points of the clamp legs define a neutral thermal plane, which in case of a thermal expansion of the clamp due to a temperature variation keeps the reflective mirror surface

unmoved. By fixing the mirror clamps inside the tube with a 10% of the tube length separation distance to the tube ends, edge effects of the CFRP tube do not influence our measurements.

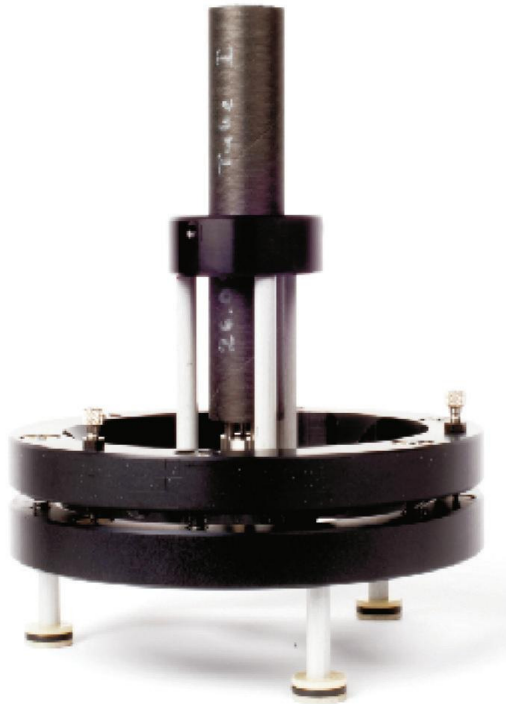


Figure 5: Sample tube mounted on the support, the mirror clamps are already fixed at the top and bottom ends of the tube.

3.2 Heating subsystem

The heating set-up works in vacuum where the heat is only transferred via radiation. No heat conductivity medium is present between the heating subsystem and the DUT subsystem. The heating set-up is made of a copper cylinder in contact with peltier elements offering approximately the same response both for heating and cooling. The heating surrounds the sample tube radially where the DUT is located in the middle. The cooling and heating energy of the peltier elements are directed to the walls of the vacuum chamber. The whole set-up is covered with multi-layer insulation (MLI) to insulate the interferometer baseplate from the temperature variations (see figure 3). It also helps guiding the heat to the walls of the chamber without affecting the interferometer board.

Temperature changes are supplied in form of periodical changes as thermal cycling by controlling the peltier elements with a PID temperature con-



Figure 6: Measurement mirror (left) and reference mirror (right) mounted on the clamps. The reference mirror is cut in order to allow the measurement beam to pass to the measurement mirror.

troller driven by a function generator. A Pt100 temperature sensor with a range from 0°C to 100°C is glued to the copper cylinder inner surface and provides the actual operating temperature of the heating subsystem to be controlled. Two additional temperature sensors are glued to the middle of the test tube inner and outer surfaces using a heat conductive epoxy. All sensors are connected in a four-wire system to low noise bifilar braided Manganin[®] (copper-manganite-nickel alloy) wires with a low heat conduction capability.

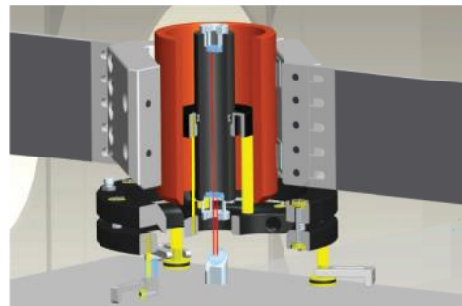


Figure 7: Cross-sectioned schematic of the test facility, simulating a measurement process. The mirrors are mounted inside the sample tube which is surrounded by the temperature controlled copper cylinder. Also shown is the aluminium support of the heating subsystem mounted to the vacuum chamber walls.

4 Facility characterization

In order to characterize our measurement facility we first measured the transfer function response of one single mirror under thermal cycling. The mirror was clamped at the top of the support acting as reference and measurement mirror, no test sample was mounted. A temperature sensor was glued to the mirror, monitoring its temperature variation.

We calculated the power spectral density from the length variation measurement data and obtained a noise level below $0.2 \text{ nm}/\sqrt{\text{Hz}}$ in translation (length variation) and below $20 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ in tilt measurement, both for frequencies above 10^{-2} Hz (cf. figure 8 and figure 9). This measurement represents the behaviour of the whole system without DUT, i. e. the maximum accuracy of our system. By applying a thermal cycling we measured a pathlength variation per Kelvin ($\Delta L/\Delta T$) of $\approx 4 \text{ nm/K}$. This pathlength variation assumed to be theoretically zero is mainly caused by a tilt of the mirror in the support. The measured translation can therefore be corrected by subtracting the translation caused by the measured tilt (cf. figure 10), where a tilt of $1 \mu\text{rad}$ implies a length measurement of approximately 8 nm .

The figures also include the noise levels of the interferometer itself when operated with one fixed mirror representing measurement and reference mirror: well below $10 \text{ pm}/\sqrt{\text{Hz}}$ in translation and $10 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ in tilt measurements, both for frequencies above 10^{-2} Hz .

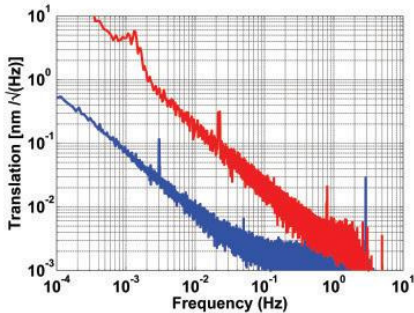


Figure 8: Noise levels for expansion measurement. Comparison between the noise level offered by the interferometer itself (lower line) and the noise by implementing the tube support (upper line). For the second curve a single mirror is placed on the top of the support acting as reference and measurement mirror, subjected to sine thermal cycling, $\Delta T = 5^\circ\text{C}$ and a 2 hours period.

Summary

We have presented an interferometric facility for the measurement of the linear coefficient of thermal expansion of highly-stable materials in the temperature range 20°C to 60°C with ppb sensitivity. Our highly-symmetric heterodyne interferometer implements a double detection system for differential measurements, which offers a picometer resolution performance.

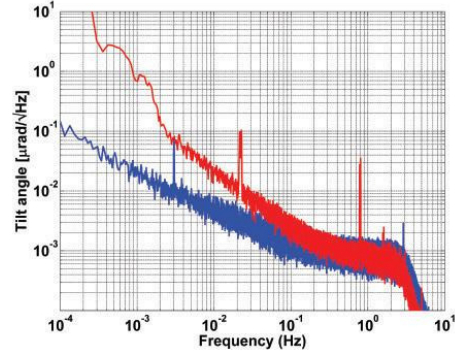


Figure 9: Noise levels for tilt measurement. The lower line represents the noise of the interferometer and the upper line the noise when the sample tube support is implemented. Measured the same way as in figure 8.

The implementation of differential wavefront sensing for tilt measurements enables the measurement of the error introduced by a tilt of the sample. This method supposes not only a simplification in optical components compared to double-pass interferometers, where the sensitivity to the tilt of the sample is very low, but also an improvement since the characterization of the material provides more information about its thermal behavior.

Outlook

New mirror clamps are being designed which should avoid any alteration on the sample tube inner surface and can also be implemented in a Zerodur™ tube which is slightly brittle. We will perform a measurement with a specifically manufactured Zerodur™ tube with a known CTE. Zerodur™ has a non-directional isotropic structure, and offers a homogeneous radial thermal behavior. We will use the measurement as macroscopic calibration of our measurement facility.

We also plan to further improve the interferometer to achieve a reduction of the thermomechanical noise limiting the measurement accuracy. We will realize a new interferometer set-up where the cast aluminium baseplate is replaced by a Zerodur™ baseplate. The optical components will be fixed to the baseplate by use of hydroxide-catalysis bonding, offering a quasi-monolithic set-up with improved thermal and dimensional stability.

Within the plans to improve the accuracy of our dilatometer and with the aim to reduce the thermal noise by working at low temperatures, a new facility concept is being studied for ppb metrology. It deals with cryogenic interferometry and will reduce the

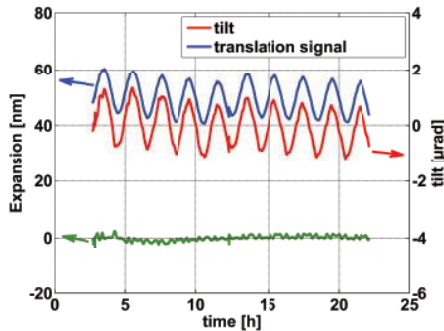


Figure 10: A tilt of one mirror leads to a translation measurement. For a tilt angle $\phi \ll 1$ the induced translation follows the relation $\Delta L_{induced} = 2\phi \cdot d$, being ϕ the measured angle of the mirror in the azimuthal sense and d the distance between reference and measurement beams. The line below represents the residual value $\Delta L_{measured} - \Delta L_{induced}$, i. e. the system noise.

thermal noise 10 times with respect to our advanced room temperature interferometer, giving rise to the 3rd generation interferometers.

Acknowledgments

This work is supported by the German Aerospace Center (Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, DLR) within the program ‘LISA Performance Engineering’ (DLR contract number: 50OQ0701). The authors also thank Günther Kling, Hans-Reiner Schulte and Dietmar Scheulen from Astrium Satellites Friedrichshafen for the theoretical design of the zero-CTE CFRP test tube and Xperion Aerospace GmbH for its manufacture.

References

- [1] <http://www.schott.com>.
- [2] <http://www.corning.com>.
- [3] G. Bianchini, M. Barucci, T. Del Rosso, E. Pasca, and G. Ventura. Interferometric dilatometer for thermal expansion coefficient determination in the 4–300 K range. *Meas. Sci. Technol.*, 17:689–694, 2006.
- [4] K. Danzmann and A. Rüdiger. LISA technology – concept, status, prospects. *Class. Quantum Grav.*, 20:S1–S9, 2003.
- [5] P. Gath, U. Johann, H. R. Schulte, D. Weise, and M. Ayre. LISA system design overview: 6th international LISA Symposium. In *AIP Conference Proceedings*, volume 873, pages 647–653, 2006.
- [6] T. Hatakeyama and F. X. Quinn. *Thermal analysis: Fundamentals and Applications to Polymer Science*. Wiley, 1999.
- [7] H. Müller, S. Chiow, Q. Long, C. Vo, and S. Chu. Active sub-Rayleigh alignment of parallel and antiparallel laser beams. *Optics Letters*, 30(24):3323–3325, 2005.
- [8] D. Ren, K. M. Lawton, and J. A. Miller. A double-pass interferometer for measurement of dimensional changes. *Meas. Sci. and Technol.*, 19(025303), 2008.
- [9] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, U. Johann, A. Peters, and C. Braxmaier. Compact laser interferometer for translation and tilt measurement as optical readout for the LISA inertial sensor. In *Proceedings of SPIE, Optomechatronic Sensors and Instrumentation III (2007)*, volume 6716, 2007.
- [10] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, U. Johann, A. Peters, and C. Braxmaier. Heterodyne interferometer with sub-nm sensitivity in translation measurement and sub- μ rad sensitivity in tilt measurement for the LISA inertial sensor. *Int. Journal of Optomechatronics*, 1(2):168–179, 2007.
- [11] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, A. Peters, U. Johann, and C. Braxmaier. A compact high-sensitivity heterodyne interferometer for industrial metrology. In *Proceedings of SPIE, Interferometric Techniques (2008)*, volume 7003A, 2007.
- [12] Robert F. Speyer. *Thermal analysis of materials*. Mark Dekker, Inc., 1994.
- [13] H. Watanabe, N. Yamada, and M. Okaji. Laser interferometric dilatometer applicable to temperature range from 1300 to 2000 K. *AIST Bulletin of Metrology*, 1(3):1374–1473, 2002.
- [14] Jr. William D. Callister. *Fundamentals of materials science and engineering*. John Wiley & Sons, Inc., 5 edition, 2001.

Dimensional Characterization of CFRP Material

*Jorge Cordero^{1,2}, Thilo Schuldt^{1,3}, Martin Gohlke^{2,3}, Stefano Lucarelli², Dennis Weise², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2} **

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

In this report we present the first measurements of our dilatometer facility. Focus is the determination of the linear CTE of two carbon-fibre reinforced plastic (CFRP) tubes with different theoretical linear CTEs, $-0.647 \cdot 10^{-6}/\text{K}$ and $0 \pm 2.5 \cdot 10^{-9}/\text{K}$, respectively, at room temperature. We are currently investigating the manufacture limitations of the CFRP and the limitations of our apparatus in terms of measurement accuracy. In a next step we will characterize a specifically manufactured zero-class Zerodur™ tube with a theoretical CTE₁ value $< 10 \cdot 10^{-9}/\text{K}$. Due to its high thermal stability and non-directional structural isotropy (unlike CFRP) this material has been chosen for macroscopic calibration of the metrology system. The result of these measurements will thus provide the resolution limitations of our facility and can be taken as an absolute accuracy reference.

1 Introduction

A detailed introduction to the project is given in the description of the project ‘Interferometry-based dilatometry for dimensional characterization of highly-stable materials’. This report is the second part of the project concerning the measurements on the composite material CFRP using our test facility. This kind of material with precise constituents proportion and a well-studied manufacture process offers the option of a tunable CTE. As already described in the first part, a composite with a negative and a positive CTE constituent can be tuned to the desired CTE. This can be even close to zero over a determined temperature range. Generally the thermal properties of a solid material together with its stiffness and density (see the table in first part) determine its mechanical structural quality and therefore its possible applications. In the next chapters we will briefly introduce the carbon-fibre reinforced plastic materials (CFRP) and present the first measurements with different CTE-calculation methods.

2 Carbon-fibre reinforced plastic

There is a wide variety of materials with very low CTE (cf. table in latter project description), but not all offer a tunable CTE like for instance carbon-fibre

reinforced plastic (CFRP) and Zerodur™. CFRP is made from pyrolysis treated carbon-fibres of polyacrylonitrile (PAN) and a polymeric matrix of epoxy resin. Isotropic materials, like polymers expand equally in all directions. On the other side, the fibres used to reinforce this polymer resin matrix, carbon fibres in case of CFRP, are not isotropic. The oriented fibres, which are stiffer than the matrix, produce a composite stiffness higher in the direction of the fibre orientation than in the transverse direction. Thus, the thermal deformation in the axial direction of a CFRP tube can be controlled by combining a fibre of appropriate axial stiffness and negative thermal expansion with a matrix of given stiffness and positive thermal expansion. With this premise and a well-controlled plies lay-up, a theoretical zero thermal expansion at a given temperature in the direction of interest can be designed. The manufacture process determines the exactitude degree this theoretical value can be obtained.

Highly stable but lightweight materials find its application in aeronautical and space structures, where the highest stability requirements have to be met. Particular challenging requirements have to be fulfilled for the LISA Mission (Laser Interferometer Space Antenna, [2]), where the telescope spacing between primary and secondary mirror must be stable to a few picometres. Only few materials offer sufficient thermal stability to provide such perfor-

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

mance. Candidates are for example Zerodur™ and carbon-fibre reinforced plastic (CFRP), where the latter is preferred in terms of mechanical stiffness (which is similar to metal) and robustness.

In case of LISA, the total ‘single link’ pathlength distortion caused by thermal expansion of the full telescope spacer material is

$$\Delta L = 2L_{spacer} \cdot CTE_{spacer} \cdot \Delta T, \quad (1)$$

where L_{spacer} is the distance between the primary and secondary mirrors of the telescope (travelled twice before reaching the optical bench) and CTE_{spacer} is the coefficient of thermal expansion of the spacer material.

Within the current LISA Mission Formulation Study [3] conducted by Astrium GmbH under ESA contract, the error budget for geometrical pathlength changes due to telescope deformation is presently allocated to be

$$L_{spacer} \cdot CTE_{spacer} \stackrel{!}{<} 200 \text{ nm/K}. \quad (2)$$

This implies approximately a maximum CTE_{spacer} value of $0.2 \cdot 10^{-6}/\text{K}$, where the in-operation telescope temperature ranges from -60°C (external spacecraft area) to 20°C (optical bench).

To characterize thermally highly stable materials we have developed a high accuracy measurement facility based on heterodyne laser interferometry, which is able to measure dimensional changes with ppb sensitivity. So far the facility has been used to characterize tubes of carbon-fibre reinforced plastic.

3 Measurements and results

With our measurement facility we measured the CTE of two tubes of carbon-fibre reinforced plastic. One of these tubes was specifically designed intended to fulfil the LISA telescope thermal stability requirements having a theoretical zero CTE.

3.1 Specimen preparation

The CFRP specimen was first subjected to a preceding drying in a thermal vacuum chamber. After mounting in the interferometer a thermal cycling for several days was applied, where the data was not taken for CTE calculation. Both activities improved the dimensional stability of the tube and reduced its moisture content near to zero.

3.2 Measurement parameters

Time and temperature parameters of the heating subsystem are only restricted by the energy evacuation capacity since the measurement setup is lo-

cated in vacuum. For this reason it has been determined that the measurement facility works properly between 20°C and 60°C .

For the CTE measurement of the CFRP tubes a cycling period of one hour or higher, for a temperature range of $\pm 5^\circ\text{C}$ or $\pm 10^\circ\text{C}$ was chosen varying the temperature offset in the available range. Time and temperature parameters of the thermal cycling are chosen depending on the heating function type. When applying a square function for thermocycling a period of one hour or longer allows the sample tube to reach the desired value before the cooling starts. For a sine function cycling a one hour period for a $\pm 5^\circ\text{C}$ temperature range and a two hours period for a $\pm 10^\circ\text{C}$ temperature range showed the right performance of the tube.

A normal measurement process takes place during night, when the environmental disturbances are smaller. For very long measurements of over a week a cycling period of up to twenty hours can be chosen. For a long time measurement of twenty days we observed the translation of the CFRP tube got stable after eight days with a heating period of seventeen hours (see figure 1). Compared to a square thermal cycling a sine cycling offers a more linear behaviour of the CFRP, and is therefore preferred.

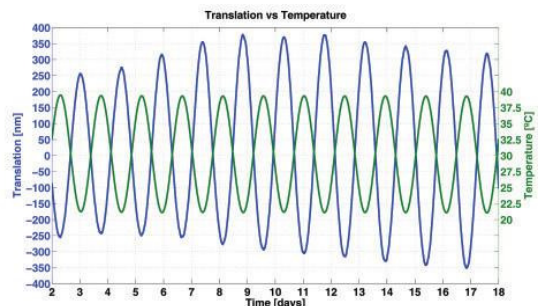


Figure 1: Material behaviour with a 17 hours time heating period. Shown is the CFRP temperature (green line) and the resulting expansion of the tube (blue line).

3.3 Evaluation methods

The data stored from the measurements (ΔL and ΔT) are used for the CTE calculation. First of all a Least Square Fitting (LSF) process of the curves $\Delta L(t)$ and $\Delta T(t)$ is performed. This process is applicable to both sine and square responses. Another possibility is the computational data filtering. This method is only applicable when a sine function is applied providing a clean data series otherwise the fitting is preferred. Once the data series is fitted or filtered three main methods can be applied for the CTE calculation,

- (1) hysteresis evaluation,
- (2) frequency analysis (PSD),
- (3) periodic segmentation analysis.

(1) By periodical thermal cycling the thermal expansion of the CFRP test tube follows a hysteresis loop (cf. figure 2) as a result of a delay in the length variation of the sample in response to the temperature change. The CTE can be calculated after linearizing the hysteresis curve,

$$CTE = m/L \quad [K^{-1}], \quad (3)$$

where m is the slope of the linear regression line and L is the distance between reference and measurement mirrors. The resulting CTE values were more reliable for a sine cycling due to the linearity of the response.

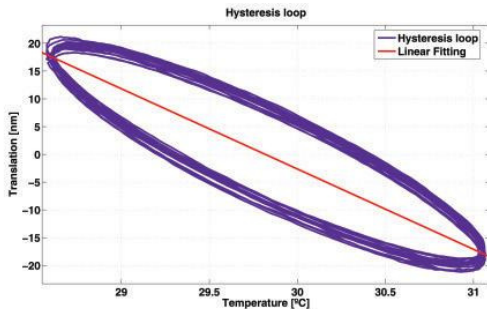


Figure 2: Hysteresis loop corresponding the measurement shown in figure 3. The straight line corresponds to a linear fit whose slope is taken for the CTE calculation.

(2) The second evaluating method, power spectral density analysis is only applicable for a sine thermal cycling. Once the number of heating periods are enough it offers reliable results.

(3) This method utilizes the advantage of the cycling to work out the CTE for long data series (several cycling periods, cf. figure 3) where each period is subjected to the same measurement conditions as the remaining measurement periods. Hence, the measured data ($\Delta L(t)$ and $\Delta T(t)$) are segmented in periods, each of these periods is fitted separately and the CTE corresponding to each period is worked out for a known distance between mirrors L . The CTE is then calculated as the mean value of the different measurement periods considering each measurement period a independent single measurement.

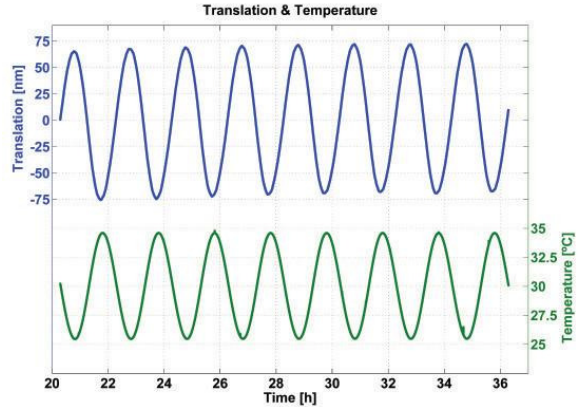


Figure 3: Measured translation vs. temperature. Note that the translation has at least 180° phase difference against the temperature, consistent with a negative CTE.

3.4 Results

The first measurements carried out with our facility were made for a CFRP tube with a theoretical manufacture CTE value of $-0.647 \cdot \text{ppm/K}$ [1]. With the set-up described before, we measured a CTE of $(-0.6 \pm 0.1) \cdot \text{ppm/K}$ at room temperature, confirming the theoretical predicted value. The error is the result of the fitting process including a conserving assumption of systematic effects. For a single measurement the error due to the fitting process is about $\pm 0.005 \cdot \text{ppm/K}$.

For this first CFRP tube, we applied the different evaluation methods as given in the previous section showing a deviation of 1.5% in the obtained CTE results.

The second test specimen (theoretical zero-CTE CFRP) manufactured by Xperion Aerospace GmbH to meet the LISA telescope thermal stability requirements ($CTE < 0.2 \text{ ppm/K}$), was subjected to a sine thermocycling. Different parameters were varied to find a correlation with the obtained CTE value:

- CFRP tube length,
- heating period,
- temperature offset,
- temperature range.

We measured two tubes extracted of a same original test tube, one with a length of 120 mm and one with half the length. For the 120 mm tube we obtained a CTE value of $(-0.38 \pm 0.1) \cdot \text{ppm/K}$ while the CTE for the second tube (60 mm long)

was $(-0.34 \pm 0.1) \cdot \text{ppm/K}$ for the same temperature range. These results show the precision of the measurement apparatus.

By measuring the tilt of both mirrors inside the tube under thermal cycling (see figure 4), we are able to characterize the thermomechanical behaviour of the tube and correct the introduced length variation error. Comparing the tilt measured by the reference and measurement mirror we observed the CFRP tube behaves homogeneously in the axial direction. Possible mirror irregular rotations or movements of the mirror clamps inside the tube can be detected.

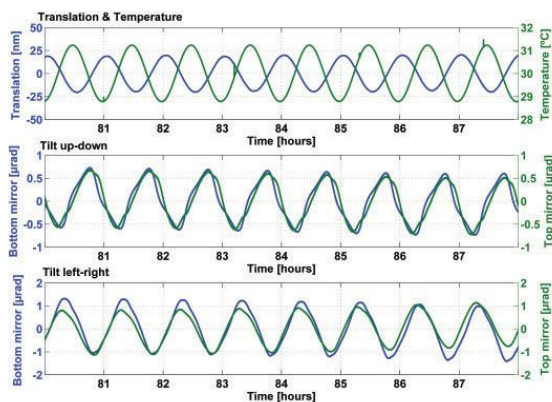


Figure 4: Measured translation vs. temperature and tilt angle in the cenital and azimuthal direction of the reference (QPD1) and measurement (QPD2) mirrors.

A variation of the heating period by the same temperature range modifies the temperature variation rate ($\Delta T/t$). This temperature variation rate has a slight influence in the obtained CTE, due to the radial inhomogeneity of the tube, resulting in a higher CTE for a higher temperature variation rate. The CFRP tubes have shown a more homogeneous axial expansion when they are heated or cooled slowly.

In a temperature range from 25°C to 45°C measurements were carried out at different offset temperatures with the same temperature range of $\pm 5^\circ\text{C}$. In the measurements a clear temperature dependency can be observed.

Discussion

The measured CTE of $(0.29 \pm 0.1) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ for the theoretical zero-CTE CFRP at room temperature does not agree with the theoretical value of $(0 \pm 2.5) \cdot 10^{-9} \text{ K}^{-1}$. This theoretical value is based on a well-established database for CFRP material. Our tube is made of the six layers shaping the tube where

the manufacture tolerances are $\pm 0.5^\circ$ in the plies angle lay-up with a CTE variation of $5 \cdot 10^{-9} \text{ K}^{-1}$ per degree. But still, the measured CTE of the theoretical zero-CTE CFRP tube is below the CTE values documented in the specialized literature for high modulus PAN carbon fibres CFRP composites.

Our measurement results can either be interpreted as limitations (i) of our measurement facility, or (ii) in the manufacture process of the CFRP tube.

(i) The limitations of our measurement facility, especially concerning systematic errors, are currently under investigation. During measurement preparation, we observed the mirror clamps slightly scratched the inner surface of the CFRP tube while trying to place and adjust them. These scratches could result in a movement degree of freedom of the mirrors. This point was contradicted by the tilt measurement where both mirrors showed almost the same performance (figure 3). We have also demonstrated that we are able to measure and compensate for errors introduced due to a tilt of the tube.

(ii) Due to its manufacture process where fibre and resin plies are alternately laid on top of each other, CFRP is inhomogeneous and anisotropic. The manufacturing includes several error contributions to the obtained CTE value such as the fiber-resin percentage, the weight of the fibers and the resin or the angle of the fiber layers with respect to the tube axis.

For ongoing studies – and as we rely on our measurement facility – we are in close contact with the CFRP tube manufacturer in order to improve the model for CTE simulation which is used for CFRP production.

Summary

We have presented a ppb sensitivity interferometric facility for the measurement of the linear coefficient of thermal expansion of highly-stable materials in the temperature range 20°C to 60°C . Our highly-symmetric heterodyne interferometer implements a double detection system for differential measurements, which offers a picometer resolution performance. The sample tube support and heating subsystem implementation reduces the accuracy to nanometers, theoretically enabling the characterization of ultra-stable materials with a CTE $> 10^{-9}/\text{K}$. The systematic errors which limit our measurement accuracy to the 10^{-7} K^{-1} level are currently under investigation. In our measurement facility rather than using the end surfaces of the tube to locate the reference and measurement mirrors of the interferometer we implement two ther-

mally isostatic mirror clamps to fix the mirrors inside the tube in this way avoiding edge effects.

The implementation of differential wavefront sensing for tilt measurements enables the measurement of the error introduced by a tilt of the sample. This method supposes not only a simplification in optical components compared to double-pass interferometers, where the sensitivity to the tilt of the sample is very low, but also an improvement since the characterization of the material provides more information about its thermal behaviour.

Outlook

New mirror clamps are being designed which should avoid any alteration on the test tube inner surface and can also be implemented in a Zerodur™ test tube (figure 5), which is slightly brittle. We will perform a measurement with a specifically manufactured Zerodur™ tube with a known CTE. Zerodur™ has a non-directional isotropic structure, and offers a homogeneous radial thermal behavior. We will use the measurement as macroscopic calibration of our measurement facility.

We also plan to further improve the interferometer to achieve a reduction of the thermomechanical noise limiting the measurement accuracy. We will realize a new interferometer set-up where the cast aluminium baseplate is replaced by a Zerodur™ baseplate. The optical components will be fixed to the baseplate by use of hydroxide-catalysis bonding, offering a quasi-monolithic set-up with improved thermal and dimensional stability.

Within the plans to improve the accuracy of our dilatometer and with the aim to reduce the thermal noise by working at low temperatures, a new facility concept is being studied for sub-ppb metrology. It deals with cryogenic interferometry and will reduce the thermal noise 10 times with respect to our advanced room temperature interferometer, giving rise to the 3rd generation interferometers.

Acknowledgments

This work is supported by the German Aerospace Center (Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, DLR) within the program ‘LISA Performance Engineering’ (DLR contract number: 50OQ0701). The authors also thank Günther Kling, Hans-Reiner Schulte and Dietmar Scheulen from Astrium Satellites Friedrichshafen for the theoretical design of the zero-CTE CFRP tube and Xperion Aerospace GmbH for its manufacture.



Figure 5: Zerodur™ and Carbon-Fibre Reinforced Plastic tubes.

References

- [1] Daimler-Benz Aerospace. MSG-SEVIRI SASS; material qualification report. 1998.
- [2] K. Danzmann and A. Rüdiger. LISA technology – concept, status, prospects. *Class. Quantum Grav.*, 20:S1–S9, 2003.
- [3] P. Gath, U. Johann, H. R. Schulte, D. Weise, and M. Ayre. LISA system design overview: 6th international LISA Symposium. In *AIP Conference Proceedings*, volume 873, pages 647–653, 2006.

Optical profilometry based on a high-sensitivity heterodyne interferometer

Ruven Spannagel¹, Michael Schwierz¹, Thilo Schuldt^{1,3}, and Claus Braxmaier^{1,2}*

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

In this report we present first measurements of our optical profilometer. It is based on a heterodyne interferometer and enables a non-tactile and high-precision surface property measurement. We can perform translation measurements with $2\text{ nm}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity below 50 mHz and tilt measurements with $100\text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity below 0.1 Hz. These results are all measured in an environment with insufficient air condition. The tilt of the device under test is measured by use of a quadrant photodiode (QPD) in the measurement arm with the method of differential wavefront sensing (DWS). An acquisition module digitizes and transfers the detected analog signals of the QPDs to the PC. The software calculates translation and tilt and displays the measured 3D surface. Furthermore, the software also supplies the drive voltage for the actuator and the signal is amplified by a piezo controller to generate a signal from -20 V to 120 V.

1 Introduction

High-precise surface measurements are able by using photons or optical technologies. Decisive advantages of photonic sensors are the achievable high resolution and the non-tactile principle. The combination of the advantages, compactness and robustness of this photonic sensors will open up new fields in manufacturing technology, quality assurance and process control. The non-tactile detection of surface properties such as roughness and waviness are a possibility to improve quality assurance and process monitoring.

The development of the high-performance optical profilometer was first defined in the project proposal NANO-PRO [1]. The Institute for Optical Systems (IOS) wants to develop a compact and robust profilometer to detect the surface properties of a reflecting material.

2 Experimental setup

The setup of our profilometer is modular designed. Thus, we are able to combine different modules and improve the properties of each module independently.

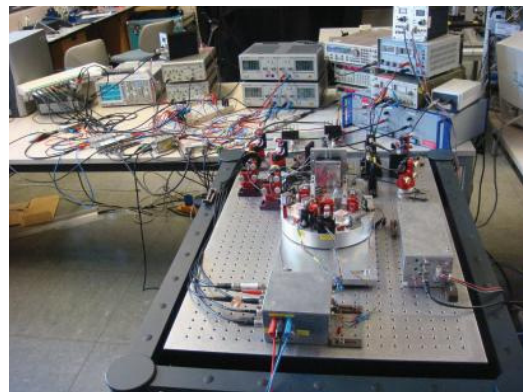


Figure 1: Photograph of our profilometer at the HTWG optic lab.

The following modules are part of our setup:

- Interferometer,
- DBR-Laser,
- Heterodyne frequency generator,
- Actuator,
- Data processing unit.

A highly symmetric heterodyne interferometer constitutes the core of the profilometer. The interferometer was developed in cooperation with the

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

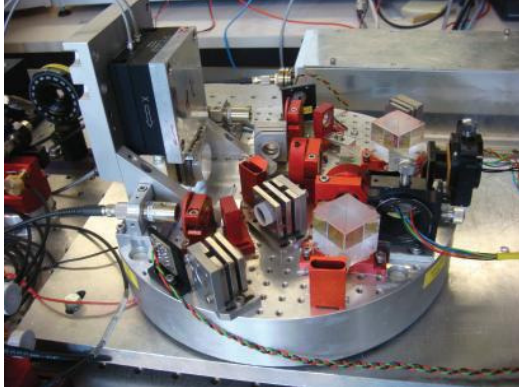


Figure 2: Photograph of our interferometer setup; the interferometer is placed on an aluminum board with a diameter of 23 cm; the actuator is placed on the left side of the photograph.

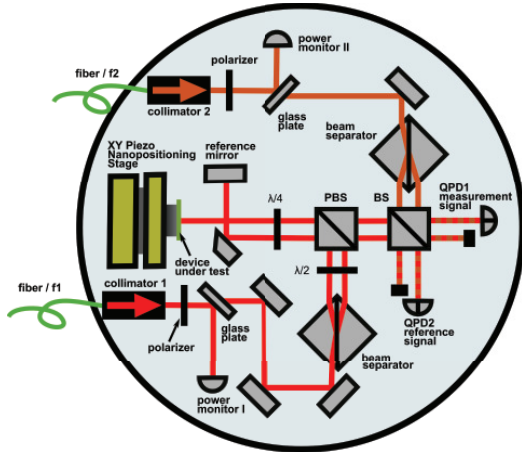


Figure 3: Schematic of our heterodyne interferometer setup; BS: non-polarizing beamsplitter, PBS: polarizing beamsplitter, QPD: quadrant photodiode.

space company EADS Astrium (Friedrichshafen) and the Humboldt University to Berlin. It is a prototype for a possible optical readout system of the proof masses' position aboard the LISA (Laser Interferometer Space Antenna) [2, 7] satellites. The highly symmetric interferometer design [10–12] is shown in figure 3. The signals of the measurement and reference arm are detected by sensitive quadrant photodiodes. Their sum signal is used for the translation measurement and the single quadrant signals are used to detect tilted wavefronts by using differential wavefront sensing (DWS). [4–6] The measurement instrument is described in detail in the project 'Optical heterodyne interferometry for high sensitive translation and tilt metrology'.

A DBR-Laser (Distributed Bragg Reflector) with

a wavelength of 1064 nm is used as light source of the experiment. It offers small dimensions and low energy consumption. [3, 8, 9] The DBR-Laser is described in the project 'Laser Metrology Testbed: DBR Laser Diodes for Space Applications (Status Report)' in detail. In our setup, the laser light is split into two separate beams. Two acousto-optic modulators (AOMs) are shifting the frequency of each beam. One beam is shifted with a frequency of 80 000 kHz and the other with 80 001 kHz. The difference between the two beams is the heterodyne frequency, in our case 1 kHz.

The dimensions of the surface scan depend on the properties of the actuator. We used the x-y piezoelectric actuator P-625 by the company Physik Instrumente (PI) with a travel distance of 600 μm and a resolution of 0.5 nm. This system is extremely compact and provides rapid response and high guiding precision. The power supply of the actuator is generated by a PC and amplified by a modular piezo controller with an output range of -20 V to 120 V.

For acquisition and analyzing of the measurement data we used the graphical programming software LabVIEW by National Instruments in combination with data acquisition computer boards. The input signals are digitized by the data acquisition board with a sampling rate of 20 kHz. In our case, we read in the sum signals for the translation measurement and each quadrant of the measurement arm for the tilt measurement. Before reading in the signal, measurement signals of the QPDs are band-pass filtered at the heterodyne frequency of 1 kHz and amplified to get a voltage between 2 V and 8 V. In addition, the temperature of the interferometer board is recorded.

The LabVIEW program generates the in-quadrature signal and calculates the angle between the I and Q components. Therefore the signals of the translation measurement and tilt measurement are split and multiplied with a synchronized 1 kHz reference signal. Before multiplication, one reference signal is shifted by 90°. After multiplication, the I and Q components are created. The angle between the I and Q component is calculated by using the arctan-function. This arctangent calculation is also monitoring π-phasejumps and offers a dynamic range which is not limited to λ/2. The drive signal of the actuator is also created by the LabVIEW program. We generate about 100 steps for each dimension of the measurement. These steps are smoothed by a filter to decrease the vibrations which are caused by voltage jumps in the actuator power supply.

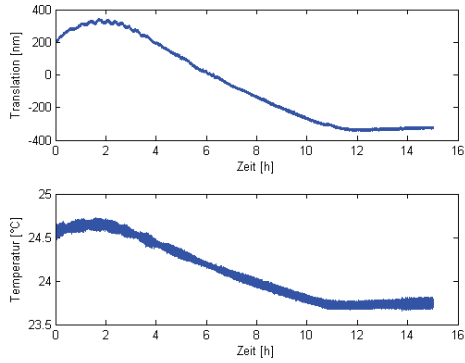


Figure 4: Temperature dependency of the measured translation signal for an approximately 15 h translation measurement

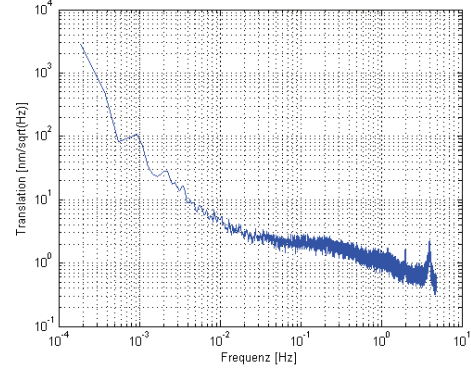


Figure 6: Power spectral density of an approximately 15 h translation measurement

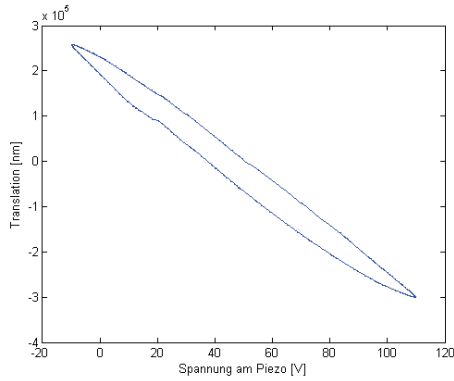


Figure 5: Hysteresis loop of the actuator

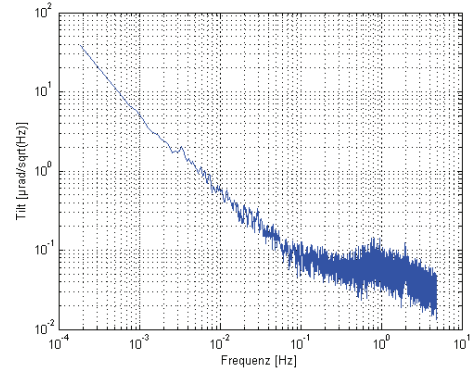


Figure 7: Power spectral density of an approximately 15 h tilt measurement

3 Measurements and results

3.1 Temperature dependency

Figure 4 clearly illustrates how variations in temperature lead to a variation in translation. The upper curve shows the measured translation and the lower curve the corresponding temperature of the interferometer board. This 15 hour measurement shows that the proportional temperature coefficient is about 700 nm/K.

3.2 Hysteresis of the actuator

The relationship between drive voltage and displacement of the actuator is nonlinear. Figure 5 shows the hysteresis loop of the actuator. We generated a sine wave with 120 V_{PP} . The supplied voltage from -10 V to 110 V caused a displacement of about 550 μm .

3.3 Translation noise

In order to measure the translation noise, we switched off the actuator power supply and connected a 50 Ω resistor to the actuator. Figure 6 shows the PSD (power spectral density) of a 15 hour measurement. We measured a translation noise below 2 nm/ $\sqrt{\text{Hz}}$ for frequencies above 50 mHz.

3.4 Tilt noise

The calculated PSD of the tilt measurement is shown in figure 7. The measured noise is below 100 nrad/ $\sqrt{\text{Hz}}$ for frequencies above 0.1 Hz. The PSD curve shows an approximately 1/f increase at lower frequencies.

3.5 3D profile

We first performed a surface scan of a high-reflective mirror. A scan of a 200 μm x 200 μm area is shown in figure 8. In this measurement 100 steps of the actuator were carried out, both, in x- and y-dimension.

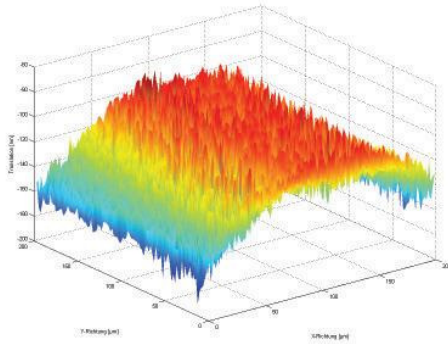


Figure 8: 3D profile of a 200 μm x 200 μm surface

Summary and outlook

Up to now we are able to present a functional high-sensitive profilometer, where the device under test is actuated in x- and y-dimensions. This device is able to measure at high-precision translation and tilt even in an environment with insufficient air condition. We achieve a $2 \text{ nm}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity in translation measurements and a $100 \text{ nrad}/\sqrt{\text{Hz}}$ -sensitivity in tilt measurements.

To increase the sensitivity of the tilt and translation measurement, we will actuate the measurement beam instead of the device under test. By actuating the beam, we obtain a flexible independent optical sensor head.

We also want to combine our high-precise interferometry profilometer with a conventional 3D measuring machine in order to increase the measurement range.

The measurement beam have to be focused on the surface of the device under test by using a lens. The diameter of the focused beam should have only a few μm for an proved lateral resolution.

Acknowledgments

The authors appreciate the financial support by the Ministerium für Wissenschaft, Forschung und Kunst Baden-Württemberg within its program 'Zentrum für angewandte Forschung an Fachhochschulen: ZAFH Photon²'.

References

[1] Claus Braxmaier, Matthias Franz, Klaus Durst, and Ulrich Mescheder. Sub-Nanometer-Profilometer. Projektvorschlag, 2008.

[2] ESA. ESA - Space Science - LISA. http://www.esa.int/esaSC/120382_index_0_m.html.

[3] Torsten Müller. Modellierung und Untersuchung der Frequenzdurchstimmung von DBR-Laserdioden. Diplomarbeit, 2002.

[4] E. Morrison, B. J. Meers, D. I. Robertson, and H. Ward. Automatic alignment of optical interferometers. *Appl. Opt.*, 33(22):5041–5049, 1994.

[5] E. Morrison, B. J. Meers, D. I. Robertson, and H. Ward. Experimental demonstration of an automatic alignment system for optical interferometers. *Appl. Opt.*, 33(22):5037–5040, 1994.

[6] H. Müller, S.-W. Chiow, Q. Long, C. Vo, and S. Chu. Active sub-Rayleigh alignment of parallel or antiparallel laser beams. *Opt. Lett.*, 30:3323–3325, 2005.

[7] NASA. Laser Interferometer Space Antenna. <http://lisa.nasa.gov>, 1997.

[8] Alberto Pereyra. Analysis of DBR Laser diodes for Space Technologies. Praxissemesterbericht, EADS-Astrium, 2009.

[9] Klaus-Dieter Salewski, Thomas Kinder, and Torsten Müller. Lineare Frequenzdurchstimmung von DBR-Laserdioden. *Photonik*, 2:62–65, 2004.

[10] T. Schuldt, M. Gohlke, D. Weise, U. Johann, A. Peters, and C. Braxmaier. Compact laser interferometer for translation and tilt metrology. *International Journal of Optomechatronics*, 1(2):168–179, 2007.

[11] C.M. Wu. Periodic nonlinearity resulting from ghost reflections in heterodyne interferometry. *Opt. Commun.*, 215(13):17–23, 2003.

[12] C.M. Wu, S.T. Lin, and J. Fu. Heterodyne interferometer with two spatial-separated polarization beams for nanometrology. *Opt. Quantum Electron.*, 34(12):1267–1276, 2002.

Optimierungsansätze und Konzeptstudien für ein optisches 3D Messgerät

Julian Wagner^{1,2}, Erik Klaas² und Claus Braxmaier^{1*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneggerstraße 55, 78462 Konstanz, Deutschland

²Breuckmann GmbH, Torenstraße 14, 88709 Meersburg, Deutschland

Dieser Bericht beschreibt die bisher erzielten Forschungs- und Entwicklungsergebnisse, welche im Rahmen eines BMBF (Bundesministerium für Bildung und Forschung) Forschungsprojekts in Kooperation zwischen der HTWG Konstanz (Institut für Optische Systeme) und der Firma Breuckmann GmbH in Meersburg erarbeitet wurden.

Das Gesamtsystem eines optischen 3D Messgerätes der Firma Breuckmann setzt sich aus einer oder mehreren Kameras, einer Projektionseinheit und der Bilderverarbeitung zusammen. Die ausgearbeiteten Konzeptstudien konzentrieren sich dabei auf die Baugruppe der Projektionseinheit des optischen 3D Messgeräts. Diese Bau- oder Systemgruppe erzeugt mittels optomechatronischer Komponenten die für die 3D Messungen erforderlichen streifenförmig codierten Lichtmuster ("projected fringe" Technik) auf dem Messobjekt. Für diese Projektionseinheit ist eine verbesserte und leistungsstärkere Beleuchtungseinheit entwickelt worden, um so größere Messfelder zu generieren. Außerdem wurde ein elektromagnetischer Linearantrieb konzipiert, wodurch die Antriebseinheit für die lichtmodulierenden Komponenten im Strahlengang des Projektors nahezu reibungslos agiert. Des weiteren wurde eine Projektionseinheit entwickelt und getestet, welche die Lichtmuster wesentlich schneller als bisher auf das Messobjekt projiziert, und somit prinzipiell eine echtzeitfähige 3D Messung ermöglicht. Wobei noch ein weiterer Vorteil mit diesem Projektorkonzept umgesetzt wurde; so konnte die bisher zeitlich aufwendige manuelle Justierung der lichtmodulierenden Komponenten im Strahlengang erheblich vereinfacht werden.

1 Einleitung und Grundlagen der Topometrie

Nicht taktile messende optische 3D Messverfahren werden schon seit vielen Jahren in den meisten Bereichen der Industrie, Forschung, Medizin, Kunst, Mode uvm. eingesetzt. Insbesondere in Gebieten der industriellen Anwendungen sind die Anforderungen an solche topometrischen 3D Messsysteme hoch, und keineswegs in allen Belangen befriedigend erfüllt. So können heutige berührungslos messende 3D Messgeräte durchaus Tiefenaufösungen im Nanometerbereich erreichen, haben im Gegenzug aber prinzipbedingt kleine Messvolumina. Insbesondere ist es bis heute nicht möglich mit solchen optischen 3D Messgeräten räumliche Echtzeitmessungen durchzuführen. Aber gerade mit der Erweiterung dieser Messungen durch die zeitliche Dimension würden sich neue Anwendungsgebiete für alle Messaufgaben ergeben. So wären zukünftig z.B. großflächige Modalanalysen durchführbar, oder

auch räumliche Beschleunigungs- und Verformungsmessungen mit mikroskopischer Auflösung. Gerade wegen der Vielfältigkeit möglicher Anwendungsbereiche solcher Echtzeit 3D Messungen besteht diesbezüglich dringender Entwicklungsbedarf neuer Messgeräte.

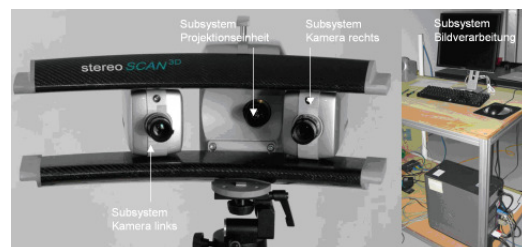


Abbildung 1: Abbildung eines stereo $SCAN^{3D}$ [6]

Das topometrische Messverfahren ist als bildgebendes nicht taktile messendes 3D Messverfahren definiert, welches auf der optische Triangulation mit strukturierter Beleuchtung basiert. Dabei werden

*Derzeitige Adresse: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Deutschland; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

die x -, y -, z - Koordinaten von Punkten auf der Messobjektoberfläche durch die flächenhafte Projektion und die Aufnahme hochpräziser äquidistanter periodischer Lichtmuster (Hell/ Dunkelstreifen) generiert. Ein solcher topometrischer Sensor besteht vereinfacht ausgedrückt aus 3 Subsystemen; einer oder mehrerer CCD-Kameras, einer bildgebenden Projektionseinheit und einer softwareseitigen Bildverarbeitungseinheit (Abbildung 1).

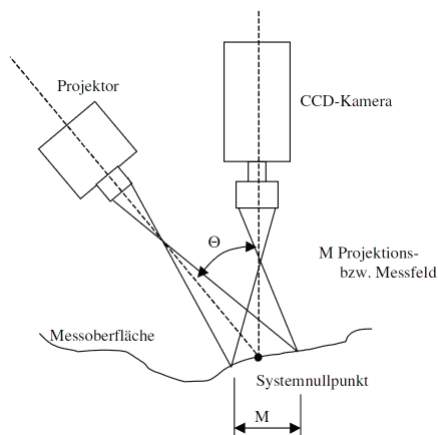


Abbildung 2: Prinzipskizze eines Einkamera 3D Messsystems [1]

Die aufprojizierten und möglichst diffus von der Oberfläche des Messobjekts reflektierten Streifenmuster werden von einer Kamera unter einem Winkel zur Beleuchtungsrichtung, dem Triangulationswinkel Θ , aufgenommen (siehe Abbildung 2). Durch die geometrischen Triangulationsgesetze kann die Lage (die x -, y -, z - Koordinaten) eines Objektpunktes durch das aufgenommene Streifenbild und dessen homologen Bildpunkts errechnet werden. Das Problem, bei diesem aktiven Triangulationsverfahren mit periodischen Lichtmustern, ist die Ermittlung der Streifenordnung φ_n , da durch objektbedingte Unstetigkeiten und Abschattungen die absolute Streifenordnung nicht durch simples Abzählen festgestellt werden kann. Um diese Unsicherheiten auszuschließen, wird das codierte Lichtschnittverfahren mit Gray-Code Gittersequenzen (benannt nach Frank Gray) angewendet. Dabei wird das zu vermessende Objekt mit einer Abfolge von n verschiedenen rechteckigen Hell-/ Dunkelbildern beleuchtet, wobei sich von Gittermuster zu Gittermuster die Streifenanzahl verdoppelt (siehe Abbildung 3). [2]

Zu jeder Teilprojektion (jedem Gittermuster) der Messsequenz wird von der CCD Kamera ein Bild aufgenommen, und binarisiert. Für jedes Pixel (je-

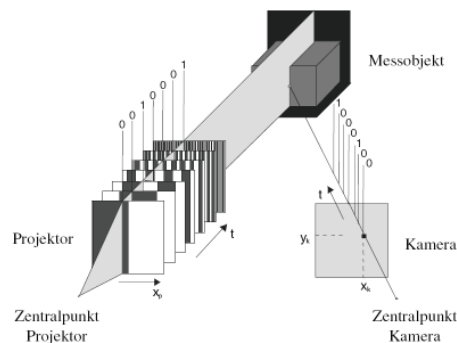


Abbildung 3: Prinzipskizze des Gray Code Verfahrens [7]

den Bildpunkt) der CCD Kamera wird somit ein Binärcode gespeichert, welcher eine eindeutige Zuordnung der Streifenordnung ermöglicht. Da das Gray Code Verfahren prinzipbedingt nur eine geringe Tiefenaufösungen ermöglicht, wird es zur Erhöhung eben dieser mit dem sog. Phasenschiebeverfahren. (engl.: phaseshift) kombiniert, angewendet. Dabei werden, zusätzlich zu den Gray Code Bildern, sinusförmig modulierte, periodische Grauwertlinien auf das Objekt projiziert. Diese Modulationsmuster werden vierfach projiziert, wobei die Muster jeweils um eine feste Distanz $\pi/2$ gegeneinander phasenverschoben sind. Durch dieses Verfahren werden für jedes Pixel der CCD Kamera vier zusätzliche Grauwertinformationen (vier Lichtintensitätswerte je Pixel) gewonnen. Mit diesen beiden kombinierten Verfahren lassen sich somit subpixelgenaue Tiefeninformationen des Objektprofils verwirklichen. Dabei ist die maximale laterale Messauflösung prinzipbedingt gebunden an die Pixelanzahl in x - und y -Richtung der eingesetzten Kamera. Die Tiefen- oder z -Auflösung eines topometrischen Sensors liegt dabei derzeit maximal (bei Optimalbedingungen) bei $1/20\,000$ der Messfelddiagonale. Die bei der Fa. Breuckmann GmbH hergestellten Messgeräte können unter guten Messbedingungen maximale Tiefenaufösungen von $1-2\,\mu\text{m}$ erreichen, und sind damit im Spitzenfeld der hochauflösenden optischen 3D Messgeräte einzustufen.

2 Vorstellung der Optimierungskonzepte

2.1 Maßnahmen zur Vergrößerung des Messfeldes

Die aktuell erhältlichen 3D Messgeräte der Firma Breuckmann GmbH arbeiten mit einer maximalen Messfelddiagonale von ca. 1 m, was das komplette Vermessen eines größeren Objektes durch eine

Einzelmessung verhindert. Diese Einschränkung ist damit zu begründen, dass die bisher eingesetzte Beleuchtungseinheit des Projektors nicht genügend Licht liefert um einen für die Messung notwendigen Kontrast der Lichtmuster auf der Messobjektoberfläche zu erzeugen. Um eine Vergrößerung des Messfeldes zu erzielen, galt es demnach eine wesentlich leistungsfähigere Beleuchtungseinheit zu entwickeln, die zudem in das bestehende Gehäuse des 3D Messgerätes integrierbar ist.

Die bisher eingesetzten Lichtquellen sind Halogen-Temperaturstrahler mit einer elektrischen Leistungsaufnahme von 100 W und einer relativ geringen Lichtausbeute von 2,7 Lumen/Watt. Dafür hat die Halogenlichtquelle eine dem Tageslicht ähnliche Spektralverteilung, was eine gute Farbwiedergabe garantiert.

Aufgrund der wesentlich höheren Lichtausbeute und der vergleichsweise günstigen Spektralverteilung ist als alternative Lichtquelle, ein Lumineszenzstrahler (Quecksilber Halogen Kurzbogenlampe), in einem Testaufbau bezüglich dessen Einsatztauglichkeit getestet worden. Dabei liefert diese sogenannte HXP Lampe bei einer elektrischen Leistungsaufnahme von 120 W eine 10-12 mal höhere Lichtausbeute, wodurch ein 4-fach größeres Messfeld ausgeleuchtet werden kann (Abbildung 4). [4]

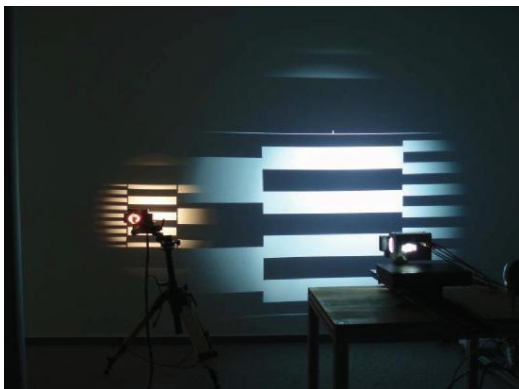


Abbildung 4: Vergleich der beiden Projektoren bei gleicher Beleuchtungsstärke [4]

Die Beleuchtungseinheit wurde bezüglich des aufwendigen neu zu konzipierenden Thermomanagements in weiteren Versuchsaufbauten getestet, und durch konstruktive Maßnahmen in einem Prototypenaufbau in das Gehäuse integriert (Abbildung 5).

Der Prototyp wurde zusätzlich hinsichtlich der elektromagnetischen Verträglichkeit, der elektronischen Anbindung, der Kompatibilität mit dem Kamerasystem und der Bildverarbeitungssoftware ge-



Abbildung 5: Prototyp mit einer verbauten HXP Beleuchtungseinheit [4]

testet und optimiert.

Das Ergebnis dieser Entwicklungsarbeit ist ein serienreifer Projektor für ein optisches 3D Messgerät der sowohl ein wesentlich größeres Messfeld ausleuchtet, als auch Messungen bei normalem Umgebungslicht (Tageslicht, industrielle Produktionshallen etc.) ermöglicht. So können bisherige Messanwendungen schneller und besser umgesetzt werden, und zudem lassen sich so neue Anwendungsbereiche für diese Art der optischen 3D Messung erschließen. [4]

2.2 Entwicklung eines elektromagnetischen Linearantriebs

Der bisher in den optischen 3D Messgeräten eingesetzte Projektor arbeitet nach dem Funktionsprinzip eines Diaprojektors. Dabei wird eine rechteckiger Quarzglassträger, auf dem fotolithografisch verschiedene Gitterstrukturen aufgebracht sind, mittels einer mechatronischen Antriebseinheit senkrecht zum Strahlengang in x-Achsenrichtung hin- und herbewegt (Abbildung 6). Hat eines der insgesamt dreizehn Gittermuster die gewünschte Position im Strahlengang erreicht, stoppt die Antriebseinheit und das Kamerasystem macht eine Aufnahme des projizierten Lichtmusters auf dem Messobjekt. Wurde dieser Vorgang dreizehnmal wiederholt ist eine Messsequenz ausgeführt, und die Bildverarbeitungseinheit kann eine 3D Oberflächenmodellierung aus den Kameraeinzelaufnahmen rekonstruieren.

Problematisch bei dem Konzept des aktuellen Projektors ist das reibungsbehaftete mechatronische Antriebsprinzip für den Gitterträger. Auf Grund der Zahneingriffstöße der Ritzel/ Zahnstangenpaarung (Kraftübertragungseinheit) entstehen störende Schwingungen, und nicht zu letzt verschmutzten Rückstände der Fettschmierung und Abriebpartikel auf Dauer den Gitterträger und andere optische Komponenten des Projektors.

Um die genannten prinzipbedingten Nachteile dieses Antriebs zu umgehen, wurde im Rahmen dieses Forschungsprojekts ein elektromagnetischer

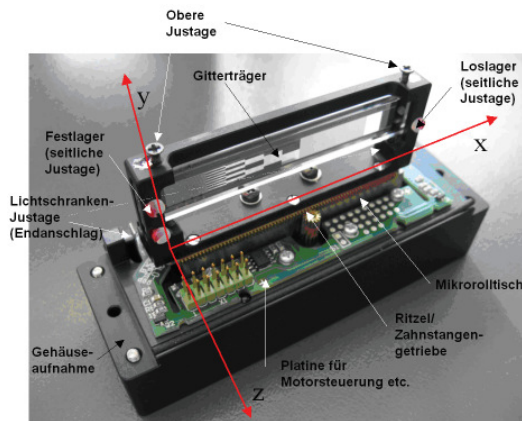


Abbildung 6: Projektor ohne Gehäuse (isometrische Ansicht) [6]

Linearantrieb entwickelt und getestet. Einem solchen Antrieb liegt das Funktionsprinzip eines permanentmagnetischen Schrittmotors in abgewickelter Form zu Grunde. Dabei wird der permanentmagnetische Sekundärteil des Motors durch die alternierende Polung des Primärteils (mehrere Elektromagnete) reibungslos entlang der Längsachseverfahren. [5] Der Sekundärteil ist bei dem beschriebenen Prototypen starr mit der Gitterträgerführung (Mikrorolltisch) verbunden, und der Primärteil ist biegesteif an das Gehäuse montiert (Abbildung 7). Zwar gibt es solche elektromagnetischen Linearantriebe von einigen wenigen Systemherstellern zu kaufen, aber nicht in der notwendigen kompakten Bauart. Zudem sind diese Motoren ausschließlich mit komplexen Regelungseinheiten ausgestattet, was das Gesamtgewicht und die Gesamtkosten in inakzeptable Höhen treibt. Die Entwicklungsarbeit für einen solchen Antriebstyp bestand demnach darin, mit Komponenten aus dem Standardproduktportfolio verschiedener Lieferanten einen kleinen, leichten, kostengünstigen Linearantrieb zu realisieren, ohne wesentlich erhöhten regelungstechnischen Aufwand. So wurde in mehreren Versuchsaufbauten konstruktive und parametrische Ansätze getestet, und letztendlich in einem funktionierenden kompakten Prototypen optimiert umgesetzt. Dabei wurde der permanentmagnetische Sekundärteil aus nacheinander aufgereihten quaderförmigen Neodympermanentmagneten aufgebaut. Diese wurden in abwechselnder Nord- Südpolung auf einem Magnetflussschuh, in nahezu exaktem Abstand der Breite eines Gittermusters (4,95 mm), angebracht. Der Magnetflussschuh bzw. der Sekundärteil des Linearantriebs wurde biegesteif an den beweglich gela-

gerten Gitterträgerrahmen montiert. Die zwei gegenüberliegend angeordneten elektromagnetischen Kupferspulenpakete (Primärteil), mit hochpermeablen weichmagnetischen Magnetflusswerkstoff im Kern, wurden speziell für den Prototypen hergestellt.

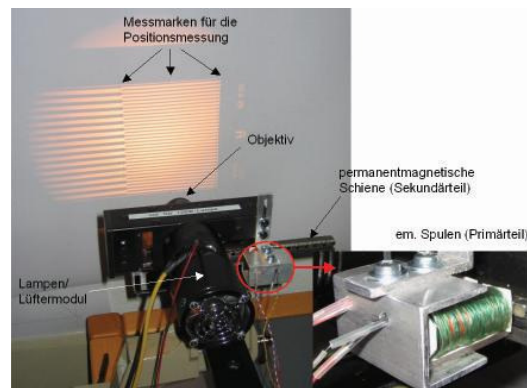


Abbildung 7: Prototyp mit elektromagnetischen Linearantrieb [6]

Dadurch dass die elektromagnetischen Spulen abwechselnd um $\pi/2$ zeitlich phasenverschoben zueinander umgepolt werden, bewegt sich die Magnetschiene und damit auch der Gitterträger je Umpolvorgang um einen halben Gitterabstand. So kann auch ohne eine aufwendige Positionsregelung erreicht werden, dass die Gittermuster nach zwei Umpolvorgängen ihre jeweils nächste Position im Strahlengang erreichen. Messungen haben ergeben, dass die damit erreichbare Positioniergenauigkeit bei ca. max. $\pm 100 \mu\text{m}$ in x-Achsenrichtung liegt, was ausreichend ist. Um den Einschwingvorgang des Sekundärteils nach jedem Umpolvorgang zu minimieren, wurde der Strom für die Elektromagnete rampenförmig angesteuert.

Mit diesem Prototyp wurde ein Antriebskonzept umgesetzt, welches ein reibungsloses Verfahren des Gitterträgers im Strahlengang ermöglicht. Zudem kann der Luftspalt zwischen Sekundär- und Primärteil dazu genutzt werden, den Gitterträger gegenüber der Umwelt hermetisch abzukapseln und so vor Verschmutzung zu schützen. [6]

2.3 Entwicklung eines echtzeitfähigen Projektors

Ein weiterer wesentlicher Nachteil des aktuellen Projektors ist die geringe Projektionsgeschwindigkeit mit der die einzelnen Gittermuster im Strahlengang positioniert werden können. Um eine erneute Messung durchführen zu können, muss der Gitterträger samt Gitterrahmen und

Führungseinheit (Mikrorolltisch) nach jeder vorangegangenen Projektions- oder Messsequenz der dreizehn Gittermuster wieder in dessen Ausgangsposition zurückfahren. So dauert eine Messsequenz mindestens 1 sec, womit eine 3D Messung von Bewegungsabläufen jeglicher Art nicht möglich ist. Diese fehlende Echtzeitfähigkeit schränkt die Fülle an Einsatzmöglichkeiten für diese optischen 3D Messgeräte erheblich ein, weswegen auch hierfür ein Lösungskonzept in einem Prototypenbau ausgearbeitet wurde.

Prinzipiell ist eine echtzeitfähige Lichtmusterprojektion mittels neuester LCD Technik möglich. Auch die Projektion solcher strukturierten Lichtsequenzen mit Hilfe eines ca. 2-3 cm² großen DLP Chips, der aus kleinen kippbaren Aluminiumspiegeln (Kantenlänge 10,8 μm) besteht, ist theoretisch eine adäquate Lösung des Problems. Beide Techniken haben derzeit aber noch den entscheidenden Nachteil der vergleichsweise geringen relativen Auflösung und dem schlechten Kontrastverhältnis der erzeugten Lichtmuster. Zudem liegt die Lichtausbeute eines LC Displays, wegen der eingesetzten Polarisationsfilter, weit unter der fotolithografischer Projektionstechniken. [3]

Aus den genannten Gründen musste ein echtzeitfähiger Projektor entwickelt werden, der nach wie vor auf der Lichtmusterprojektion mittels fotolithografischer Gitterträger basiert. Ausserdem war ein weiteres entscheidendes Entwicklungsziel die bisher aufwendige manuelle Justierung des Gitterträgers vorallem in y- und z-Achsenrichtung (Abbildung 6) durch geeignete Maßnahmen stark zu vereinfachen. Die Justierung des rechteckigen Gitterträgers erfolgt bei den aktuellen Projektoren manuell durch Zustellbewegungen von sechs Schrauben, die den Gitterträger im Gitterrahmen verschieben und dann fixieren. Die erforderliche Genauigkeit der Gitterträgerjustierung in y-Achsenrichtung liegt bei ±4 μm und in z-Achsenrichtung bei ±10 μm.

Um die Echtzeitfähigkeit eines Projektors mit fotolithografischen Gittermustern zu ermöglichen, wurde mit dem Versuchsaufbau ein Rotationsgitterträger (RGT) designt und entwickelt. Hierfür wurden die Hell-/Dunkel-, Phasenshift-, Gray Codebilder und Kameratriggermarken kreisrund auf einen Quarzglasräger aufgebracht (Abbildung 8).

Wird dieser RGT (Aussendurchmesser = 5 mm) nun um die Rotationsachse im Strahlengang kontinuierlich gedreht, ist die Dauer einer Messsequenz nur noch von dessen Rotationsfrequenz abhängig. Somit wäre eine sehr schnelle und echtzeitfähige Projektion der Lichtmuster auf dem Messobjekt möglich.

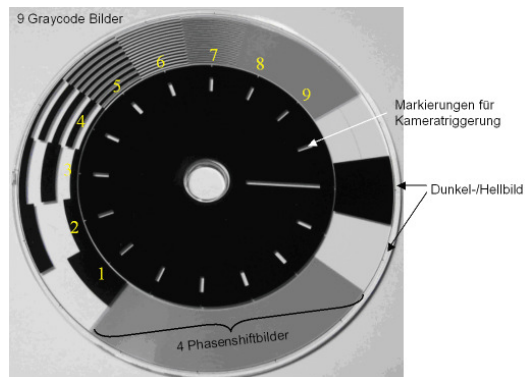


Abbildung 8: Foto des neu designten Rotationsgitterträgers [6]

Um den RGT gleichzeitig präzise und ohne großen Aufwand im Strahlengang auszurichten bzw. zu justieren, wurde konzentrisch zu den Gittermustern eine Aufnahmebohrung (Ø 5 mm) durch einen CO₂ Laser angebracht. Der RGT mit der Aufnahmebohrung wird auf eine hochpräzise gefertigte konische Antriebs- und Zentrierwelle (AZW) geschoben und mit zwei Klemmbacken fixiert. So wird eine Selbstzentrierung des RGTs auf der AZW in x- und y-Achsenrichtung erreicht, und die Klemmbacken fixieren diesen zusätzlich in z-Achsenrichtung, wie in Abbildung 9 zu sehen ist.

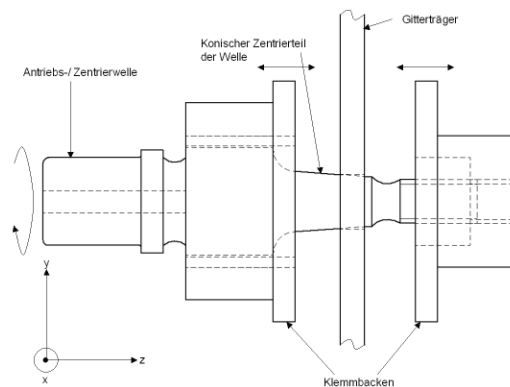


Abbildung 9: Skizze der selbstzentrierenden Lagerung des RGTs

Die AZW ist durch zwei vorgespannte, spielfreie Hochpräzisionsspindelkugellager gelagert, und die Rotorwelle des Schrittmotors treibt diese direkt mit dem Übersetzungsverhältnis 1:1 an, wie in Abbildung 10 zu sehen ist.

Durch diese Selbstzentrierung ist eine sehr schnelle und einfache Justierung des RGTs im Strah-

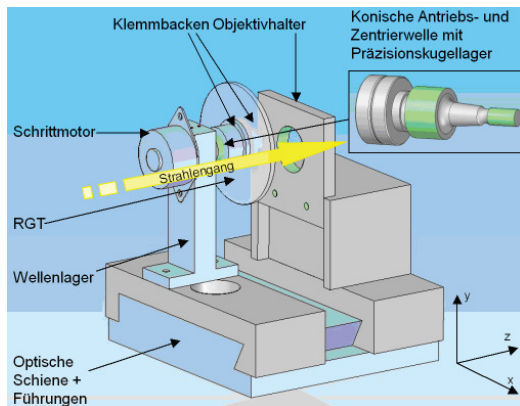


Abbildung 10: Skizze des Versuchsaufbaus mit Rotationsgitterträger

Strahlengang möglich. Für eine exakte Ausrichtung des RGTs bzw. der Gittermuster im Strahlengang sind die Fertigungstoleranzen der AZW, der Spindelkugellager und vor allem die Konzentrität der Aufnahmebohrung von elementarer Bedeutung. Messungen zur Unwucht der AZW (ohne RGT) mit Hilfe des Schattenwurfverfahrens haben gezeigt, dass diese bei $\pm 6,5 \mu\text{m}$ liegt. Mikroskopische Messungen bezüglich der Bohrungskonzentrität der vier für den Versuchsaufbau gefertigten RGTs haben ergeben, dass die zu erwartenden radialen Unwuchten zwischen $48\text{-}57 \mu\text{m}$ liegen, und unter einem Winkel zwischen $231\text{-}266^\circ$, also alle im 3. Quadranten, auftreten (Abbildung 11). Diese Messergebnisse lassen auf einen systematischen Fehler bei der Bohrungsfertigung schließen.

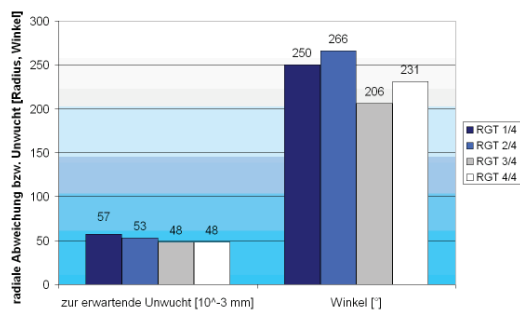


Abbildung 11: Werte der zu erwartenden radialen Abweichungen (Unwuchten)

Weitere Einzelmessungen der radialen Unwuchten der vier RGTs auf der AZW im Strahlengang, mit Hilfe des Versuchsaufbaus, haben die Ergebnisse der mikroskopischen Untersuchung bestätigt. Die erreichbare Positioniergenauigkeit der RGT in z-

Achsenrichtung mittels der zwei Klemmbacken liegt bei dem Versuchsaufbau bei ca. $\pm 25 \mu\text{m}$.

Der beschriebene Versuchsaufbau hat gezeigt, dass eine Projektion der Lichtmuster durch einen Rotationsgitterträger und die Aufnahmetriggerung des Kamerasystem problemlos umsetzbar ist, und so eine echtzeitfähige 3D Messung hardwareseitig möglich ist. Die erreichbare Frequenzen der Messsequenzen sind dabei lediglich durch die Shutterzeiten der Kameras begrenzt, und vor allem durch die softwareseitige Bearbeitungsgeschwindigkeit der Bildverarbeitungseinheit. Allerdings ist mit diesem Projektorprototypen noch nicht die gewünschte Positioniergenauigkeit der Gittermuster im Strahlengang erreicht worden. Da die Konzentrität der Aufnahmebohrung noch zu große Toleranzen aufweist, ist durch weitere Optimierungsmaßnahmen die Fertigungsqualität der Laserbohrungen zu verbessern, oder durch konstruktive Maßnahmen zu equalisieren. [6]

Literatur

- [1] C. Bathow. Vergleich optischer Tracking Verfahren zur Vergrößerung des Messvolumens topometrischer Sensoren. Diplomarbeit, Technische Universität Dresden, 2008.
- [2] B. Breuckmann. *Bildverarbeitung und optische Messtechnik in der industriellen Praxis*. Franzis-Verlag GmbH, München, 1993.
- [3] D. Dudley and Dunn C. *DLP Technologie-Nicht nur für Projektoren und Fernsehen*, volume 1/2005. Zeitschrift Photonik, 2005.
- [4] J. Haller. Design und Entwicklung eines Hochleistungsprojektors für ein optisches 3D Messsystem. Master Thesis, HTWG Konstanz, 2008.
- [5] L. Michalowsky and J. Schneider. *Magnettechnik*, volume 3. Aufl. Vulkan Verlag GmbH, Essen, 2006.
- [6] J. Wagner. Konzeptstudien zu mikromechatronischen Systemkomponenten für einen Hochleistungsprojektor. Master Thesis, HTWG Konstanz, 2008.
- [7] M. Zacher. Integration eines optischen 3D-Sensors in ein Koordinatenmessgerät für die Digitalisierung komplexer Oberflächen. Dissertation, RWTH Aachen, 2003.

Laser Metrology Testbed: DBR Laser Diodes for Space Applications (Status Report)

Alberto Pereyra^{1,2}, Martin Gohlke^{2,3}, Martin Maurer^{1,2}, Alexander Ogu^{2,1,2}, Thilo Schuld^{1,3}, Dennis Weise², Ulrich Johann², and Claus Braxmaier^{1,2}*

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneggerstraße 55, 78462 Konstanz, Germany

²Astrium GmbH Satellites, Claude-Dornier-Straße, 88039 Friedrichshafen, Germany

³Humboldt-Universität zu Berlin, Institut für Physik, Hausvogteiplatz 5-7, 10117 Berlin, Germany

Future scientific space missions are based on highly stable and reliable laser sources in different wavelength regions for various applications, such as laser metrology or spectroscopy. For optical interferometer systems we usually use intrinsically stable solid-state laser sources, namely Nd:YAG-laser at a wavelength of 1064 nm. Here in this report we present the current status of our testbed development for laser sources in general and its application to DBR laser diodes at nearly the wavelength of Nd:YAG-lasers as alternative for our applications, especially with respect to the space missions LISA and DARWIN. So far, our measurements confirm the linearity between intensity and diode current for the DBR laser diodes. The frequency stability is currently under investigation. The diodes are not stable during long term measuring periods for temperatures between 22,5°C and 35°C and currents in the range of 50 mA to 130 mA. Mode hops for different frequencies have been observed. The next important step is a beat measurement between a DBR laser diode and a stabilized solid-state laser to derive the linewidth and thus the feasibility of phase locking. Beside that, a RIN (residual intensity noise) metrology set up will be realized.

1 Introduction

Future space missions with laser instrument payloads are relying on laser sources which are stable in radiation frequency as well as in intensity. The metrology of the radiation characteristics is mainly based on beat measurements between well known and stable references at similar frequencies. The source to be tested converts the beat frequency down to the spectral analyzers and oscilloscopes catching ranges for easy processing. Accurate intensity noise metrology is the other important task. Any intensity fluctuation (in terms of residual intensity noise, RIN) within the measurement bandwidth of the optical instrument can be converted to measurement noise in the resultant and relevant signal, which has to be avoided – either passively or actively. The knowledge of frequency and intensity noise of laser radiation fixes the design of the optical system. For that purpose we currently set up a laser characterization metrology testbed to test interesting laser sources for space applications. A part of it is shown in figure 1.

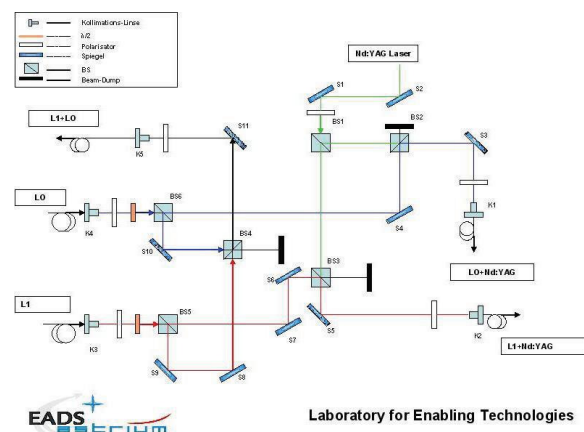


Figure 1: Schematic of our testbed: Three beat systems are implemented for comparing and down-converting of optical frequencies to the GHz-region. A stable reference source is provided by an iodine standard based on a frequency doubled Nd:YAG laser to determine the long term stability [2], [1], [4] and [5].

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Germany; e-mail: braxm@htwg-konstanz.de

Current laser sources and their controllers for space applications are often mass and power consuming. Furthermore, noise in frequency and intensity is driving the complexity of the optical system. Currently solid-state laser sources are used for high precision metrology – also in space – due to their intrinsic stability; but unfortunately its control is very complex and the supplies are big, heavy and the overall system is expensive. An alternative should be found.

DBR (Distributed Bragg Reflector) laser diodes may represent the next generation technology for space applications. The reasons for this are their low energy consumption, as well as their small size and low weight. DBR laser diodes have now nearly caught up with conventional solid state lasers regarding many of its characteristics, such as frequency stability or narrow line width (measurement for the precision of the laser’s frequency). DBR laser diodes are already being used for many scientific and technical applications, mainly in the fields of spectroscopy and interferometry, and for data transmission. Nevertheless, their performance can be improved and further testing is needed for the successful application in the space industry. Astrium Satellites (Friedrichshafen) – in collaboration with the University of Applied Sciences Konstanz (HTWG Konstanz) and the Humboldt University Berlin – are therefore characterizing two DBR laser diodes by use of our metrology testbed. The goal is to check the feasibility of these DBR diodes for laser metrology in future space applications.

In this article, we are going to present the project and the results up to now of our current investigations. First, we give a brief introduction about DBR laser diodes in general and the laser diodes used in this project. Then our setup and measurement results will be described. After drawing our conclusion, we will give an outlook about the next steps and future goals of the project.

2 DBR laser diodes

The schematic of a three-section DBR laser diode is shown in figure 2. They are semiconductor lasers on the basis of Gallium Arsenide (GaAs); the laser consists of an active gain section, a passive phase section and a DBR section (Bragg section). The diodes used in our experiments have a total length of $2000 \mu\text{m}$, where the gain section has a length of $1000 \mu\text{m}$, and the phase and Bragg section a length of $500 \mu\text{m}$ each. In the Bragg section the refractive index in propagation direction is periodically varied resulting in a frequency selective reflector causing only one longitudinal laser mode to be amplified

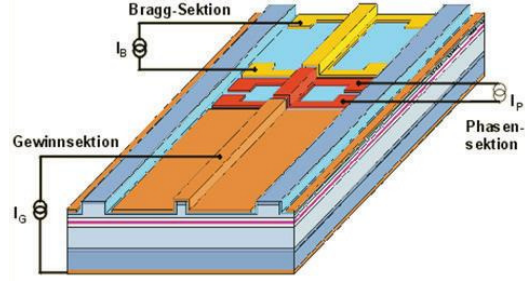


Figure 2: Three section DBR laser diode (Ferdinand Braun Institut Berlin).

(single-mode laser).

The Bragg and phase sections of the laser diode have a heating resistance on the top layer ($R = 5.9 \Omega$). By applying currents the frequency of the laser radiation can be varied (and also modulated). The length of the laser resonator, and in case of the Bragg section also the frequency selective period length of the grating, is depending on the temperature of the DBR laser:

$$l_P = l_{P0} \cdot (1 + \epsilon_l \cdot [T_P - T_0])$$

$$\Lambda_B = \Lambda_{B0} \cdot (1 + \epsilon_l \cdot [T_B - T_0])$$

with:

- l_P = phase section length
- l_{P0} = initial phase section length
- ϵ_l = linear thermal expansion coefficient
- T_P = phase section temperature
- T_0 = initial temperature
- Λ_B = Bragg section length
- Λ_{B0} = initial Bragg section length
- T_B = Bragg section temperature

The initial temperature is the same for all sections. The refractive indexes of the phase section n_P and the Bragg section n_B are also changed:

$$n_P = n_{GaAs} \cdot (1 + \epsilon_n \cdot [T_P - T_0])$$

$$n_B = n_{GaAs} \cdot (1 + \epsilon_n \cdot [T_B - T_0])$$

with ϵ_n the temperature coefficient of the refractive index change and n_{GaAs} the refractive index of GaAs. When comparing the coefficients ($\epsilon_n \approx 100 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ and $\epsilon_l \approx 6 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$, cf. [3]), it is



Figure 3: DBR laser diode in TO3 package.

obvious that the change in refractive index is the dominating effect.

DBR laser diodes have several advantages over solid-state lasers, such as the Nd:YAG (Neodymium Yttrium-Aluminium-Granat-Crystal) laser: their construction is more compact, they are easier to handle and cheaper than solid-state lasers. Moreover, changing their injection current allows a nearly linear variation of the power output. In addition, the modulation bandwidth is larger than the modulation bandwidth of solid-state lasers. Thanks to their larger bandwidth and the minor length of their resonator, modulations up to the GHz range are possible.

A disadvantage of DBR laser diodes is their high divergent and not radial-symmetrical beam profile with a divergence of about 15° in one direction and of about 40° in the direction orthogonal to the first one. For this reason, a micro-optical collimation lens is essential.

For this project we are using a laser chip placed in a TO3 package with eight integrated connections, cf. figure 3. These DBR laser diodes have a wavelength of about 1061.8 nm, a threshold current of 45 mA and a maximum current of 230 mA. The laser diodes are developed by the Ferdinand Braun Institute Berlin (www.fbh-berlin.de).

3 Laser Module

We realized a compact and robust laser module made of aluminum, cf. the photograph in figure 4. The DBR laser diode is mounted on a copper plate, which is temperature stabilized by use of Peltier elements. The module also includes the collimation lens which is mounted on two miniature translation stages for fine adjustment.

In all our measurements, a two-stage isolator with an isolation > 60 dB is placed directly behind the laser output as it was seen, that back-reflections cause instabilities of the laser source.

4 Laser Metrology Setup

The overall laser radiation metrology set up has to fulfill two main tasks: (i) measurement of frequency

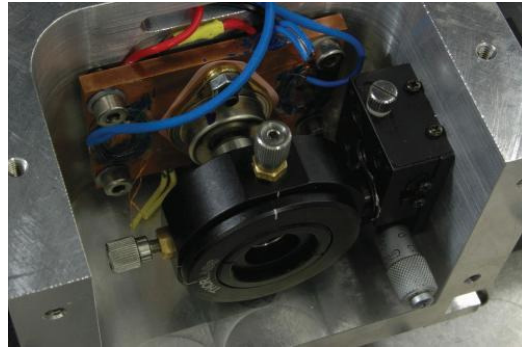


Figure 4: DBR laser module.



Figure 5: Photograph of the optical setup for beat measurement, Laboratory for Enabling Technologies EADS-Immenstaad.

instability respectively noise and (ii) measurement of amplitude noise in terms of RIN. (i) is based on beat measurement: comparison with an absolute standard for the long term behavior and frequency determination and/or comparison to a relative standard with high short term stability e.g. for linewidth determination and frequency actuation control. (ii) is based on calibrated photo detection in the shot noise domain within a certain measurement bandwidth – either homodyne or heterodyne. The setup concerning (i) is shown in figure 1 schematically. Figure 5 shows a photograph of the setup.

To determine these characteristics, the laser diodes need low-noise current and temperature controllers for operation. These controllers have been realized and tested. In first measurements the characteristics of the DBR laser diodes for different configurations and parameters (current, temperature, etc.) were investigated. The main goal is to find the exact parameter space for best long-term stability and smallest line width. The latter one is

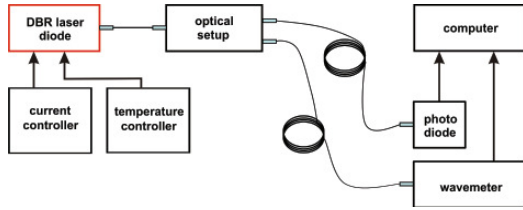


Figure 6: Experimental setup for wavelength and light intensity measurement.

important for the phase locking option without pre-stabilization, which is a key characteristic for interferometric space applications, such as the DARWIN inter-satellite laser metrology.

With our testbed, we can measure the beat signal between two identical DBR laser modules by use of high-speed photo detectors. A frequency counter, a spectrum analyzer and a wavemeter – all in combination with a computer-based data acquisition programmed by LabVIEW – are used for signal analysis. A schematic of our setup for measuring intensity and wavelength is show in figure 6.

Additionally for a complete laser metrology setup an absolute frequency reference is necessary. For that purpose we apply an iodine-stabilized Nd:YAG laser for long term comparison measurements [1, 4, 5].

5 Measurement

In order to characterize the DBR laser diodes, the three sections have been operated with different configurations:

- gain section ON
- phase and Bragg section OFF
- gain and phase section ON
- Bragg section OFF
- gain and Bragg section ON
- phase section OFF

With these configurations, the light intensity and the laser frequency for different currents were measured. Each section was operated by its own low-noise current and temperature controller. The time response was controlled with Bode plots of the current controller.

Figures 7 and 8 show the laser frequency in dependence of the current and the temperature of the two investigated DBR laser diodes. Their gain section was operated, Bragg and phase section were not operated. The temperatures of the laser diodes were varied between 22.5°C and 35°C and the currents in the range of 60 mA to 130 mA. The different

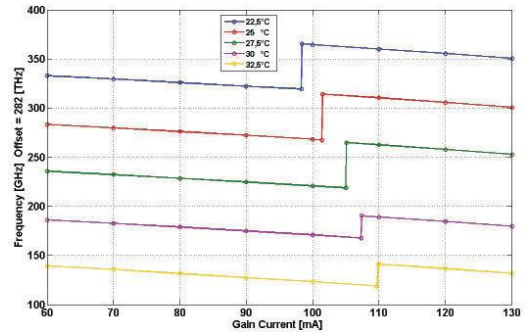


Figure 7: DBR1: frequency vs. current for different laser temperatures (gain section ON, and Bragg/phase-section OFF).

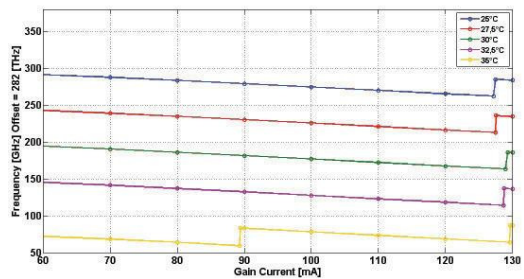


Figure 8: DBR2: frequency vs. current for different laser temperatures (gain section ON, and Bragg/phase-section OFF).

response of the two laser diodes and the mode hops at different frequencies are clearly observable in all measurements. The temperature was actively stabilized.

Figures 9 and 10 show the laser light intensity depending on the gain current. Figure 11 and 12 show the Bode plots of the current controller. The 3 dB point is at a frequency of ≈ 11.7 kHz. The schematic of the measurement setup is shown in figure 13.

Two identical laser modules were built up, their beat signal displayed on a frequency analyzer can give a rough estimation for the laser linewidth. A beat signal with a sweep time of 20 ms is shown in Fig. 14 resulting in a linewidth of ≈ 1 MHz.

6 Conclusions

In our measurements, the Bragg section and the phase section were independently activated, controlled and characterized. The two investigated DBR laser diodes showed partly the same and partly a different behavior. The current and the temperature were exactly the same for both. The laser diodes' intensity is linearly dependent on the current. The stability of the DBR laser diodes'

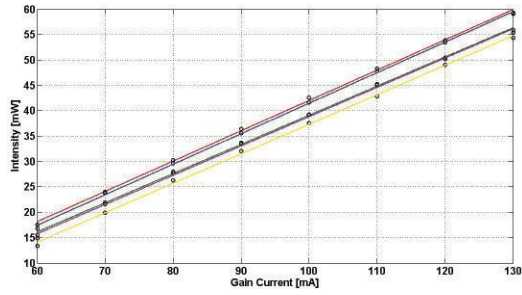


Figure 9: DBR1: intensity vs. current for different laser temperatures (gain section ON, and Bragg/phase-section OFF).

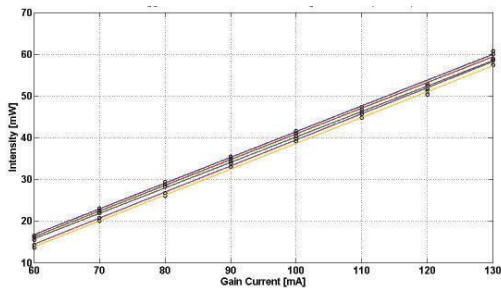


Figure 10: DBR2: intensity vs. current for different laser temperatures (gain section ON, and Bragg/phase-section OFF).

frequency has not proved sufficient for long-term measuring periods. This was the case for all temperatures and injection currents. For the configuration: gain and Bragg section ON, phase section OFF, it was not possible to obtain a linewidth under 1 MHz. A beat measurement between a DBR laser diode and a stabilized solid-state laser could not be accomplished because DBR laser diodes have a frequency of about 282 THz while the solid state laser's frequency is about 281 THz.

7 Outlook

A more detailed derivation of the linewidth of the DBR laser diode radiation is the next important step. This will drive the feasibility of phase locking of two diodes, which is an important metrology task in absolute laser interferometry. Getting rid of any frequency pre-stabilization subsystem would simplify the systems and also reduce mass and power.

The knowledge of the frequency behavior of the actuators in terms of Bode-plots are necessary for designing the optical metrology systems based on the laser sources. Residual amplitude noise (RIN) is the other important parameter of a laser source. A dedicated measurement set up to determine reliable

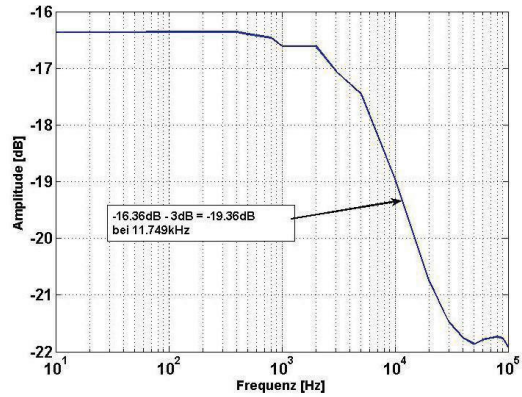


Figure 11: Bode plot of the current controller (amplitude).

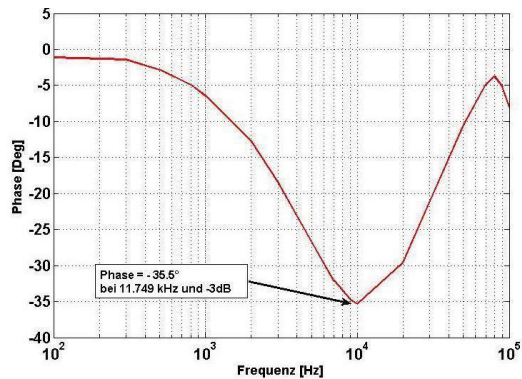


Figure 12: Bode plot of the current controller (phase).

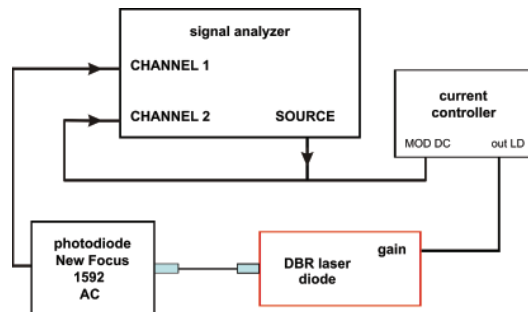


Figure 13: Experimental setup for measuring the Bode plot of the current controller.

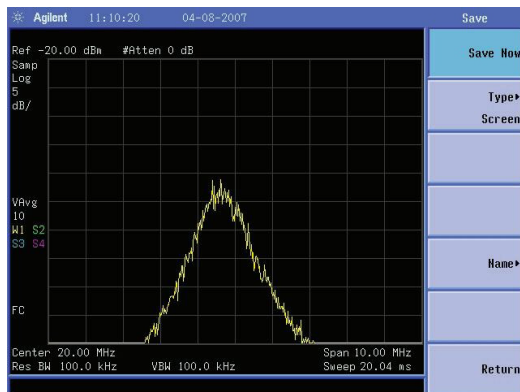


Figure 14: Measured linewidth. The beat signal of the two identical DBR lasers shown on a frequency analyzer. The sweep time is 20 ms.

the RIN will be realized in a bachelor thesis.

As a next step we will operate the DBR laser diodes with a constant current through the gain section while the Bragg section is operated and the phase section is not operated. For long term measurements, this should allow the beat signal of two DBR laser diodes to be kept in the frequency range of the frequency counter during long-term measurements. Also, we will determine the linewidth using other configurations. We will continue the examinations with the aid of beat measurements. Another task is the ongoing examination of the current controller's precision and the accurate stabilization of the temperature controller.

8 Acknowledgements

The authors thank Hans-Reiner Schulte from Astrium Satellites GmbH for fruitful discussions and appreciate the support and assistance of the Ferdinand Braun Institut für Höchstfrequenztechnik in Berlin, especially for supplying the DBR laser diodes. The authors are also grateful for the support of the machine shop of the HTWG Konstanz led by Jürgen Romer. This project was financially supported by the small research program (SRP) of the HTWG Konstanz.

References

- [1] C. Braxmaier. Frequenzstabilisierung eines Nd:YAG-Lasers auf Hyperfeinstrukturübergänge von molekularem Jod. Diplomarbeit, Universität Konstanz, 1997.
- [2] C. Braxmaier. Fundamentale Tests der Physik mit ultrastabilen optischen Oszillatoren. Dissertation, Universität Konstanz, 2001.

- [3] T. Müller. Modellierung und Untersuchung der Frequenzdurchstimmung von DBR-Laserdioden, 2002.
- [4] T. Schuldt. Frequenzstabilisierter Nd:YAG-Laser für Weltraumanwendungen. Diplomarbeit, Universität Hamburg, 2003.
- [5] T. Schuldt, C. Braxmaier, H. Müller, G. Huber, A. Peters, and U. Johann. Frequency stabilized Nd:YAG laser for space applications. In *Proceedings of the 5th International Conference on Space Optics (ICSO 2004)*, pages 611–617, ESA Publications, 2004.

Systematische Merkmalsbewertung in komplexen Ultraschallsignalen mit Lernmaschinen

Matthias O. Franz¹, Yossi Yovel^{2*}, Peter Stilz², Mariana Laura Melcón^{2*} und Hans-Ulrich Schnitzler²

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneckerstrae 55, 78462 Konstanz, Deutschland

²Universität Tübingen, Institut für Zoologie, Lehrstuhl für Tierphysiologie, Auf der Morgenstelle 28, 72076 Tübingen, Deutschland

Fledermäuse können anhand von Ultraschallsignalen sehr komplexe Unterscheidungen treffen. Bisher ist es immer noch unklar, welche Signalmerkmale die Grundlage für die erstaunlichen Verhaltensleistungen dieser Tiere bilden. Anhand zweier Beispiele, der Bestimmung der Artzugehörigkeit einer Pflanze aus ihrem Ultraschallecho und der Erkennung eines Fledermaus-Individuums aus seinem Echoortungssignal, wird hier gezeigt, dass moderne Methoden des maschinellen Lernens zu neuartigen und z. T. überraschenden Erkenntnissen in dieser Frage führen können. Die eingesetzten Lernmaschinen überprüfen dabei systematisch eine große Anzahl möglicher Merkmale und bewerten sie anhand ihrer Wichtigkeit für die Unterscheidungsaufgabe.

1 Einleitung

Das Sonarsystem der Fledermäuse ermöglicht Wahrnehmungsleistungen, die in ihrer Komplexität weit über die wohlbekanntere Echoortung von Beute oder Hindernissen hinausgehen. Als herausragende Beispiele sind hier die Erkennung bestimmter Vegetationsformen anhand ihrer Ultraschallsignaturen und das Herausfiltern des Echos eines winzigen Beutetieres aus einem verwirrenden Hintergrund von Blättern und Zweigen zu nennen. Ähnlich komplex ist die Fähigkeit der Fledermäuse, individuelle Artgenossen nur anhand ihrer Echoortungssignale zu erkennen, obwohl diese hochgradig stereotypisiert sind und keinem kommunikativen Zweck dienen. Dabei ist nicht zu vergessen, dass diese erstaunlichen Leistungen bei völliger Dunkelheit erbracht werden (Abb. 1).

Obwohl diese Verhaltensleistungen in der Fachliteratur gut beschrieben sind¹, weiß man bis heute vergleichsweise wenig darüber, wie Fledermäuse diese komplexen Ultraschallsignale auswerten und welche Merkmale sie dabei benutzen. Einer der Gründe dafür ist sicherlich, dass dem menschlichen Betrachter – im Gegensatz zur visuellen Wahrnehmung – keine offensichtliche Anschauung aus seiner

eigenen Sinneswelt zur Verfügung steht. Es bleibt hier nur die Analyse der Ultraschallechos mit verschiedenen Methoden aus der Signalverarbeitung und der Statistik. Häufig wird dabei so verfahren, dass der Untersuchende selbst nach auffälligen oder plausiblen Merkmalen in den Echos sucht und diese dann anhand von Verhaltensexperimenten überprüft. Dieses Vorgehen hat einen entscheidenden Nachteil: die Auswahl der Merkmale geschieht nach den Kriterien eines menschlichen Beobachters, was



Abbildung 1: Bei der Jagd müssen Fledermäuse die Ultraschallechos der umgebenden Vegetation als Hindernis interpretieren und gleichzeitig von den Echos ihrer Beute trennen. Dabei dürfen sich die Echoortungssysteme verschiedener Artgenossen nicht gegenseitig stören (Foto: D. Nill).

*Derzeitige Adresse: Department of Neurobiology, Weizmann Institute of Science, Rehovot 76100 Israel

¹Eine Übersicht zur Fachliteratur findet sich in Yovel, Franz, Stilz, and Schnitzler (2008a).

die Gefahr in sich birgt, dass die entscheidenden Merkmale übersehen werden.

Eine Alternative zu diesem Verfahren bieten neuere Ansätze aus dem Feld des maschinellen Lernens, das sich sowohl der Methodik der Neuroinformatik als auch der Statistik bedient. Im Zusammenhang mit der Frage nach der Merkmalsselektion in komplexen Ultraschallsignalen sind hier v. a. Klassifikationsverfahren von Interesse, die eine große Zahl von möglichen Merkmalen systematisch anhand statistischer Kriterien überprüfen und ihre Wichtigkeit für die jeweilige Klassifikationsaufgabe bewerten, ohne dass ein menschlicher Beobachter hierbei eingreifen muss. In den nachstehend beschriebenen Untersuchungen wird ein prototypischer Vertreter dieser Verfahren eingesetzt, die *Supportvektormaschine* (SVM, Überblick in Schölkopf & Smola, 2002). SVMs erfreuen sich großer Beliebtheit in technischen Anwendungen, da sie relativ einfach einzusetzen und theoretisch gut verstanden sind. Andere Verfahren des maschinellen Lernens wie z.B. *Boosting* (z.B. Bishop, 2006) oder Gaußsche Prozesse (Rasmussen & Williams, 2006) wären für die genannte Fragestellung ebenso geeignet, wurden aber aufgrund des größeren Aufwandes bei der Berechnung des Klassifikators nicht weiter untersucht.

Im Folgenden werden SVMs detaillierter diskutiert, besonders in Hinblick auf die Frage der Merkmalsselektion, bevor wir ihre Anwendung auf zwei Klassen von komplexen Ultraschallsignalen beschreiben: Echos von Bäumen und Hecken und Echoortungslaute von einzelnen Fledermaus-Individuen, die es jeweils zu unterscheiden gilt. Abschließend werden wir nochmals in einem allgemeineren Kontext beleuchten, inwiefern der Einsatz von Lernmaschinen eine Erweiterung der naturwissenschaftlichen Methodik bedeuten kann.

2 Supportvektormaschinen

Bei statistischen Klassifikationsverfahren werden die zu klassifizierenden Objekte durch eine Anzahl von Messgrößen oder *Merkmalen* charakterisiert. Eine spezifische Instanz einer Objektklasse ist dabei durch einen Satz von Messwerten gekennzeichnet, der in einem *Merkmalsvektor* zusammengefasst wird. Die für unsere Fragestellung wichtigen "Objekte" sind Ultraschallsignale einer bestimmten Dauer, die durch eine möglichst große Anzahl von Kennwerten umfassend beschrieben werden sollen. In den nachfolgend beschriebenen Studien wurde dazu (u.a.) das Spektrogramm der als Zeitreihen über Mikrofone aufgenommenen Ultraschallechos und Ortungssignale berechnet (Abb. 2). Hier-

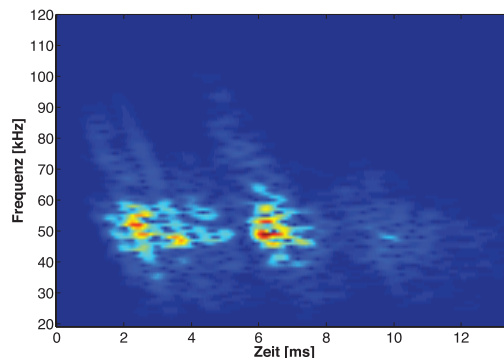


Abbildung 2: Spektrogramm des Ultraschallechos eines Apfelbaumes. Dargestellt ist die Signalamplitude zu verschiedenen Zeitpunkten, zerlegt nach Frequenzbändern (Amplitude steigt von blau über gelb nach rot). Die komplexe Struktur des Signals wird durch die Abfolge von Blättern und Ästen des Baumes bestimmt. Sie variiert stark von Baum zu Baum und mit dem Beobachtungswinkel. Das gezeigte Spektrogramm hat 95 Frequenzbänder in 90 Zeitfenstern und ist somit 8550-dimensional.

bei werden die Zeitreihen zunächst in überlappende Fenster eingeteilt, innerhalb derer man dann eine lokale Fourieranalyse durchführt. Die einzelnen Merkmale stellen in diesem Fall eine Messung der Signalamplitude zu einem bestimmten Zeitpunkt und innerhalb eines bestimmten Frequenzbandes dar. Die Anzahl der auf diese Weise erhaltenen Merkmale und damit die Dimensionalität des zugehörigen *Merkmalsraumes* ist sehr groß (in unserem Fall bis zu 8550 Zeit-Frequenz-Kombinationen), so dass vor Anwendung eines Klassifikationsverfahrens die Dimensionalität der Merkmalsraumes reduziert werden musste. Dies geschah durch eine Hauptkomponentenanalyse, bei der die Merkmalskombinationen mit dem größten Anteil an der Signalvarianz identifiziert werden (z.B. Haykin, 1999). Dabei zeigte sich, dass ein daraus konstruierter 240-300-dimensionaler Merkmalsraum zur Repräsentation der Spektrogramme ausreichte.

SVMs gehören zu den linearen Klassifikationsverfahren. Die zu klassifizierenden Objekte werden über ihre Merkmalsvektoren als Datenpunkte im Merkmalsraum dargestellt. Die Klassifikationsaufgabe besteht nun darin, die den Klassen entsprechenden Punktwolken möglichst sauber durch eine Ebene im Merkmalsraum zu trennen. Die verschiedenen linearen Klassifikationsverfahren unterscheiden sich darin, wie die Trennebene gefunden wird. Im Falle der SVM wird die Trennebene so gewählt, dass die Datenpunkte einen möglichst breiten Korridor um die Ebene bilden, d.h. die *Trennbreite* wird

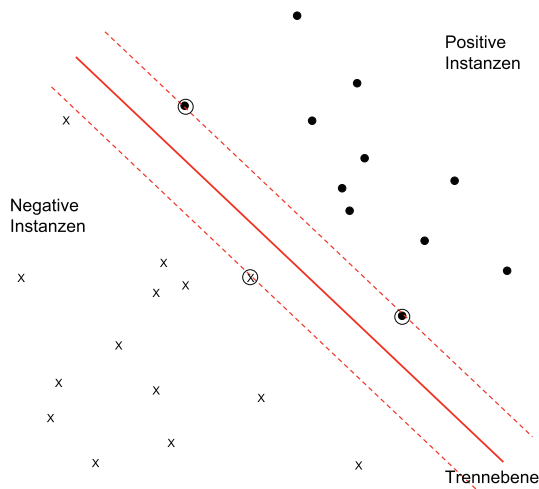


Abbildung 3: Schematische Darstellung der Klassifikation mit Supportvektormaschinen. Die zu klassifizierenden Objekte sind durch ihre (hier zweidimensionalen) Merkmalsvektoren repräsentiert. Die Trennebene des Klassifikators wird so gewählt, dass sie die Vertreter beider Klassen (positive und negative Instanzen - Kreise und Kreuze) korrekt trennt und dabei die Trennbreite maximiert. Die Lage der Trennebene wird nur durch wenige Datenpunkte bestimmt, den *Supportvektoren* (markiert durch Ringe).

maximiert (Abb. 3). Dieses Auswahlkriterium hat tiefgreifende Folgen für das Verhalten des resultierenden Klassifikators: man kann zeigen, dass eine Ebene mit maximaler Trennbreite mit hoher Wahrscheinlichkeit auch bisher noch nicht gesehene Datenpunkte korrekt klassifiziert (z.B. Cristianini & Shawe-Taylor, 1999). Dieses Resultat gilt erstaunlicherweise unabhängig von der Dimensionalität der Datenpunkte. Damit sind SVMs besonders für die hochdimensionalen Merkmalsräume unserer Fragestellung geeignet. Hinzu kommen numerisch vorteilhafte Eigenschaften des zugrundeliegenden Optimierungsproblems: es existieren nur globale Maxima für die Trennbreite, so dass sehr effektive Optimierungsalgorithmen eingesetzt werden können.

In vielen Fällen ist die perfekte lineare Trennung der zu den beiden Klassen gehörenden Datenwolken unmöglich. Man muss hier eine gewisse Anzahl von Fehlklassifikationen zulassen, was wiederum einen Kompromiss zwischen zwei widerstrebenden Zielen erfordert: einerseits soll die Trennbreite möglichst groß sein, andererseits führt eine größere Trennbreite auch zu häufigeren Fehlklassifikationen. Die jeweilige Gewichtung beider Teilziele wird in einem aufwändigen Verfahren berechnet: der *Kreuzvalidierung*. Dabei werden die Trainings-

daten in n gleich große Blöcke aufgeteilt. Man trainiert den Klassifikator für eine gegebene Gewichtung auf $n - 1$ Blöcken und testet ihn auf dem verbleibenden Block. Dies wird für alle Permutationen der Blockreihenfolge wiederholt und daraus die gemittelte Klassifikationsleistung berechnet. Wendet man diese Prozedur auf verschiedene Gewichtungen an, lässt sich so der optimale Gewichtungsfaktor zwischen Trennbreite und Fehlklassifikationen finden.

Was ist nun der versprochene Vorteil dieses Klassifikationsverfahrens im Vergleich zum Test einzelner Merkmale? Augenfällig ist natürlich die große Anzahl parallel getesteter Merkmale. Durch das zweistufige Verfahren werden bis zu 8550 verschiedene Kombinationen von Frequenzen und Zeitpunkten systematisch in Bezug auf ihre Unterscheidungsfähigkeit getestet. Der resultierende lineare Klassifikator weist jedem einzelnen Merkmal eine Gewichtung zu, die seine Wichtigkeit für den Klassifikationsprozess angibt (Abb. 4). Damit entfällt die sonst notwendige Vorauswahl von geeigneten Merkmalskombinationen durch den Untersuchenden zur experimentellen Überprüfung. Als Kriterium der Merkmalsselektion bzw. -bewertung dient dabei die Trennbreite auf den vorhandenen Daten, also ein rein statistisches Kriterium, das sich nur aus der Forderung nach einer möglichst guten Klassifikationsleistung ergibt, nicht aus Plausibilitätsabwägungen oder Vorlieben des Experimentators.

3 Bestimmung der Pflanzenart aus Ultraschallechos

In der ersten Studie (Yovel et al., 2008a) wurde auf eine umfangreiche Datenbank von Vegetationsechos zurückgegriffen, die am Lehrstuhl Tierphysiologie der Universität Tübingen aufgenommen wurde. Das biomimetische Aufnahmesystem erzeugte zu diesem Zweck einen Ultraschallimpuls mit einem Spektrogramm, das in seiner Zusammensetzung sehr ähnlich zu dem realer Fledermäuse ist. Das Echo der Pflanze wurde mit zwei Mikrofonen aufgezeichnet, entsprechend den beiden Ohren der Fledermaus. Die Datenbank enthält jeweils 6250 Echos von 5 Pflanzenarten (je 50 Vertreter von Mais, Apfelbaum, Buche, Fichte, Schlehe), aufgenommen unter 25 standardisierten Winkeln. Nach einigen Vorverarbeitungsschritten wurden aus den Echos die zugehörigen Spektrogramme mit den besagten 8550 Einträgen berechnet. Die Spektrogramme wiesen eine schwer interpretierbare, komplexe Struktur auf, so dass für diese Art von Merkmalen tatsächlich nur ein statistischer Klassifikationsansatz in der Art der SVM in Frage kam.

Die SVMs wurden entweder für die Unterscheidung zweier Pflanzenarten (*one vs. one*) oder einer Pflanzenart vom Rest (*one vs. all*) nach dem oben beschriebenen Verfahren trainiert. Die Auswertung der Klassifikationsleistung erfolgte im bereits erwähnten Verfahren der Kreuzvalidierung, um mögliche Artefakte der zufälligen Aufteilung der Daten in Trainings- und Testmenge zu reduzieren². Die trainierten Klassifikatoren waren erstaunlich leistungsfähig: für fast alle Paarungen lag die Leistung konsistent bei 95-99% des theoretisch maximal möglichen (mit einigen Ausnahmen bei 81-93%). Dieses Ergebnis überrascht um so mehr, als dass dieselbe Klassifikationsaufgabe im visuellen Bereich schwieriger zu realisieren wäre und eine erheblich größere Menge an Trainingsdaten erfordern würde. Man kann daraus schließen, dass die scheinbar schwierige Bestimmung der Artzugehörigkeit einer Pflanze aus einem einzigen Ultraschallecho für die Fledermaus keine besondere Schwierigkeit darstellen sollte.

Betrachtet man die Gewichtung, die die trainierten SVMs den einzelnen Zeit-Frequenz-Kombinationen des Spektrogramms zuweisen, so zeigt sich, dass bereits einige wenige Spektrogrammeinträge ausreichen, um die Artzugehörigkeit der Pflanze mit großer Sicherheit zu bestimmen (Abb. 4). Die Position der wichtigsten Spektrogrammeinträge ändert sich jedoch je nach Art der Klassifikationsaufgabe. Interessanterweise decken sich die gefundenen Zeit-Frequenz-Kombinationen recht gut mit dem, was über die Hörphysiologie der Fledermaus bekannt ist.

Warum ist die Bestimmung der Artzugehörigkeit eines Pflanzenechos nun so einfach? In einer weiteren Untersuchung (Yovel, Franz, Stilz, & Schnitzler, 2008b) konnten wir zeigen, dass das Auftreten bestimmter Frequenzen im Ultraschallecho mit besonders häufigen Abständen zwischen den Reflektoren assoziiert ist. Bei Pflanzen sind die hauptsächlichsten Reflektoren die Blätter. Jede Pflanzenart hat für sie typische Abstände zwischen den Blättern oder Nadeln, die zu entsprechenden Frequenzen im Spektrogramm führen. Darüberhinaus wird die Häufigkeit der Blätter durch die Struktur der Zweige und Äste moduliert, was wiederum im Spektrogramm zu charakteristischen zeitlichen Abständen der Teilechos führt. Die SVM identifiziert genau diese spezifischen Kombinationen von Frequenzen und Zeitpunkten, anhand derer sich die Echos zweier verschiedener

²Es finden hier also zwei verschachtelte Kreuzvalidierungen statt: einerseits *innerhalb* der Trainingsdaten zum Auffinden der optimalen Gewichtung zwischen Trennbreite und Klassifikationsfehler, andererseits auf *allen* Daten zur Bestimmung der Leistung des trainierten Klassifikators.

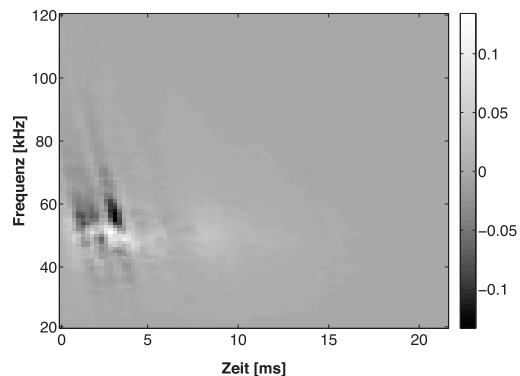


Abbildung 4: Gewichtung der einzelnen Frequenz-Zeit-Kombinationen eines trainierten SVM-Klassifikators für die Unterscheidung zwischen Apfelbäumen und Buchen. Ein relativ kleiner Ausschnitt des Spektrogramms genügt zur Klassifikation des Echos.

Pflanzenarten besonders gut unterscheiden lassen.

4 Erkennung individueller Artgenossen aus ihren Echoortungslauten

Im Gegensatz zu Vegetationsechos haben die einzelnen Echoortungslaute der Fledermäuse eine sehr einfache, stereotypisierte Struktur (Abb. 5). Individuelle Unterschiede der Spektrogramme verschiedener Artgenossen fallen dabei nicht ins Auge. Hinzu kommt eine besondere Schwierigkeit: Fledermäuse variieren ihre Ortungslaute *kontextabhängig*, d.h. sie passen diese den momentanen Abständen der Hindernisse und etwaigen Beutetieren an. Dies führt zu einer sehr großen Variabilität in den Echoortungslauten der einzelnen Fledermäuse, was ihre Zuordnung zu bestimmten Individuen erheblich erschwert. Dennoch scheint die Erkennung einzelner Artgenossen anhand ihrer Ortungssignale eine Rolle im Fledermausverhalten zu spielen, v.a. bei der Jagd in Gruppen. Auch hier war es bisher unklar, welche Merkmale der Ultraschallsignale dabei eine Rolle spielen könnten.

Bei der Untersuchung dieser Frage muss zuerst zweifelsfrei festgestellt werden, ob Fledermäuse zur individuellen Erkennung aus Ortungssignalen überhaupt fähig sind, denn die Rolle dieser Verhaltensleistung bei der Jagd in Gruppen ist bisher rein hypothetisch. Dazu wurde ein Experiment durchgeführt, bei dem einer Fledermaus aus zwei Lautsprechern die Ortungslaute zweier Artgenossen vorgespielt wurde. Bewegte sich die Fledermaus in Richtung eines bestimmten Artgenossen, wurde sie mit einem Mehlwurm belohnt, ansonsten nicht. Diese Prozedur wurde in einer Trainingsphase von meh-

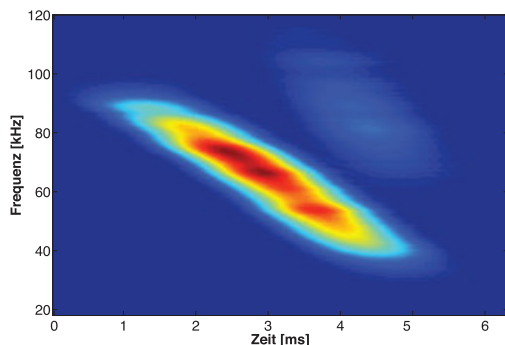


Abbildung 5: Spektrogramm eines Echoortungslautes des großen Mausohrs (*Myotis myotis*). Die einfache Frequenz-Zeit-Struktur ist stark stereotypisiert und variiert nur wenig von Individuum zu Individuum, aber dafür umso stärker von Situation zu Situation.

rerer Wochen wiederholt, bis die Fledermaus eine zufriedenstellende Erkennungsleistung zeigte. In der anschließenden Testphase wurden Ortungslaute der gleichen Fledermäuse gespielt, die die getesteten Fledermäuse aber während ihres Trainings nie gehört hatten. Aufgrund der großen Variabilität der Echoortungslaute ist die Erkennung des richtigen Artgenossen eine schwierige Aufgabe, die die Fledermäuse jedoch souverän meisterten (Yovel, Melcón, Franz, Denzinger & Schnitzler, zur Begutachtung eingereicht).

Nachdem die grundsätzliche Fähigkeit bei den Fledermäusen gezeigt war, konnten wir nun - ähnlich wie bei den Vegetationsechos - mit Hilfe von Lernmaschinen untersuchen, welche Merkmale bei der Erkennung individueller Artgenossen eine Rolle spielen könnten. Die Datenbasis bildeten die gleichen aufgenommenen Ortungssignale, die auch in den Verhaltensexperimenten zum Einsatz kamen. Damit wurden Tier und Maschine vor die gleiche Klassifikationsaufgabe gestellt. Ähnlich wie bei den Vegetationsechos wurden nach einigen Vorverarbeitungsschritten die Spektrogramme der Ortungslaute berechnet, dieses Mal mit einer niedrigeren Auflösung (4200 statt 8550 Zeit-Frequenz-Kombinationen). Die damit trainierten SVMs erreichten eine sehr hohe Klassifikationsleistung, die sogar die der Fledermäuse übertraf. Interessanterweise zeigte sich, dass beinahe die gleiche Leistung auch mit einem reduzierten Spektrogramm erzielt werden konnte, bei dem über alle Zeitpunkte gemittelt wurde und somit nur noch die Frequenzinformation vorhanden war. Dies lässt sich dahingehend interpretieren, dass die für die Zuordnung zu einem Individuum entscheidenden Merkmale eines Echoortungslautes durch die Filtereigenschaf-

ten des Stimmapparates bestimmt werden, die wiederum durch bestimmte individuelle Resonanzen im Vokaltrakt (sogenannte *Formanten*) zustandekommen. Diese spielen die Hauptrolle bei der Erkennung menschlicher und tierischer Stimmen. Somit lässt sich sagen, dass sich die in Gruppen aktiven Fledermäuse mit hoher Wahrscheinlichkeit anhand ihrer Stimme wiedererkennen können, die sich unseren Ergebnissen zufolge auch hinreichend stark auf die Frequenzzusammensetzung ihrer Echoortungslaute auswirkt.

5 Diskussion

Es bleibt zu hoffen, dass die beiden beschriebenen Untersuchungen die Hauptaussage des vorliegenden Texts deutlich machen: durch den Einsatz des maschinellen Lernens wird der Forschung ein neues Instrument an die Hand gegeben, das die simultane und systematische Untersuchung einer großen Anzahl von Hypothesen erlaubt. Die Hypothesen (in unserem Fall bestimmte Merkmale der Ultraschallsignale) werden nur nach ihrer statistischen Vorhersagekraft beurteilt, nicht nach ihrer - wie auch immer gearteten - Plausibilität. Damit lässt sich ein relativ vorurteilsfreier Blick auf den Hypothesenraum gewinnen, der oftmals überraschende Erklärungen für ein Phänomen oder eine Verhaltensleistung liefert, die im Vorfeld nicht offensichtlich sind oder womöglich übersehen wurden.

Natürlich stellt die hier verwendete Kombination aus Spektrogrammen und linearen Klassifikatoren ebenfalls eine Einschränkung des möglichen Merkmalsraumes dar. Denkbar wären ja auch nichtlineare Merkmale der Ultraschallsignale wie z. B. Varianz oder Kurtosis der Zeitreihe, die in vergleichbaren Untersuchungen getestet wurden. Im Prinzip kann eine SVM sehr leicht auf solche nichtlinearen Merkmale erweitert werden, indem man die Daten zunächst nichtlinear transformiert, bevor man die Trennebene berechnet. Dennoch stellt die Wahl einer bestimmten nichtlinearen Transformation auch hier eine Einschränkung der möglichen nichtlinearen Merkmale dar. Allgemein lässt sich zeigen, dass man diese Art von experimenteller "Willkür" nie ganz loswerden kann (eine Konsequenz des "no free lunch"-Theorems; s. z.B. Duda, Hart, & Stork, 2001). Trotzdem stellt der erheblich größere Merkmalsraum, der in den beiden oben beschriebenen Ansätzen durchsucht wurde, eine systematische Erweiterung der traditionellen Methodik dar, die bisher bei der Merkmalsuche allein auf die Intuition des Experimentators angewiesen war.

Literatur

- Bishop, C. M. (2006). *Pattern recognition and machine learning*. Heidelberg: Springer.
- Cristianini, N., & Shawe-Taylor, J. (1999). *An introduction to support vector machines*. Cambridge: Cambridge University Press.
- Duda, R. O., Hart, P. E., & Stork, D. G. (2001). *Pattern Classification*. New York: Wiley.
- Haykin, S. (1999). *Neural Networks*. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall.
- Rasmussen, C. E., & Williams, C. K. I. (2006). *Gaussian processes for machine learning*. Cambridge, MA: MIT Press.
- Schölkopf, B., & Smola, A. J. (2002). *Learning with kernels*. Cambridge, MA: MIT Press.
- Yovel, Y., Franz, M. O., Stilz, P., & Schnitzler, H.-U. (2008a). Plant classification from bat-like echolocation signals. *PLoS Comput. Biol.*, **4**(3), e1000032. doi:10.1371/journal.pcbi.1000032.
- Yovel, Y., Franz, M. O., Stilz, P., & Schnitzler, H.-U. (2008b). The statistics of plant echoes as perceived by echolocating bats. In *Acoustics 08, Paris, DVD Proc.* SBN 978-2-9521105-4-9 - EAN 9782952110549.

Einfluss und Wechselwirkung von dynamischem Licht und Akustik auf die Leistungsfähigkeit von Mitarbeitern

Jörg Haller¹, Herwig Baumgartner², Anna Huber², Andreas Liebß, Horst Drotleff³, Roman Wack³, Jürgen Hellbrück⁴, Sabine Schlittmeier⁴, J. Renz⁵ und Bernd Jödicke^{1*}

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneeggerstraße 55, 78462 Konstanz, Deutschland

²HfT Stuttgart, Schellingstraße 24, 70174 Stuttgart, Deutschland

³Fraunhofer IBP Stuttgart, Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart, Deutschland

⁴KU Eichstätt-Ingolstadt, Ostenstraße 26, 85072 Eichstätt, Deutschland

⁵Renz Innenausbau, Forchenweg 37, 71134 Aidlingen, Deutschland

Work conditions have changed drastically within the last decades. The dominant working place nowadays is the office. Output and efficiency of office work is influenced by environmental conditions. Studies have been dedicated to influence of light, noise and climate on health and well-being. However, little is known about work performance and efficiency during different physical parameters. We developed physical measurements and a combination of psychological tests and questionnaires to investigate performance during different physical parameters. First tests proved highly intelligible speech to not only being perceived as distractive, but also impairing performance even if its level is very low (40 dB(A)). This impairment can be reduced by lowering speech intelligibility. Variable lighting is perceived as being detrimental to concentration but no effect on performance was found. Yet, interactions of acoustics and lighting were verified. Effects on cognitive performance and well-being have to be considered separately since these effects do not necessarily match.

1 Einleitung

Denkarbeit verdrängt in unserer Arbeitswelt mehr und mehr die Handarbeit. Diese Denkarbeit findet praktisch ausschließlich in Büros statt. Globaler Wettbewerb erfordert, dass diese Büros auf die Leistungsfähigkeit der Nutzer hin optimiert werden. Der Einfluss von Licht, Schall und Klimaqualität wurde bisher hauptsächlich unter den Aspekten Gesundheit und Wohlbefinden untersucht. So werden beispielsweise eine Lärmgrenze von 87 db(A) und Beleuchtungsstärkeuntergrenze von 500 lx vorgeschrieben, um Schäden zu vermeiden. Was fehlte, war eine Studie zur wechselseitigen Wirkung aller physikalischer Bedingungen auf das Leistungsvermögen. Dabei ist gerade ein auf Denkarbeit hin optimiertes Büro ein wichtiger Produktionsfaktor. Unser Team hatte im Projekt "Büroeffizienz" das Ziel den integralen Einfluss verschiedener physikalischer Parameter auf Leistungsfähigkeit und Befinden zu messen. Dazu wurden Büros speziell ausgestattet und eine physikalische und psychologische Messtechnik

erarbeitet. Mehrere Messreihen zum Test von Leistung und Befinden wurden durchgeführt.

2 Messtechnik

Physikalisch

Die wichtigsten physikalischen Parameter werden mit einem Dummy laufend protokolliert. Sie können am Ende einer Versuchsperiode ausgewertet werden. Der Dummy ist einsatzbereit. Ein zweiter wird gebaut.

Psychologisch - Leistungsfähigkeit

Wesentliche Basis in der Arbeit ist der sogenannte "Informationsverarbeitungsansatz" [3]. In diesem Modell wird eine hierarchische Struktur angenommen für unterschiedliche kognitive Prozesse, beginnend bei den sensorische Funktionen, über kognitive Basisfunktionen bis hin zu komplexen Leistungen. Zu diesen Basisfunktionen gehören: Aufmerksamkeit, Schlussfolgerndes Denken und Erinnern. Komplexe kognitive Prozesse wie Textverstehen erfordern eine Reihe unterschiedlicher Basisfunktionen.

*Derzeitige Adresse: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Deutschland; e-mail: joedicke@htwg-konstanz.de

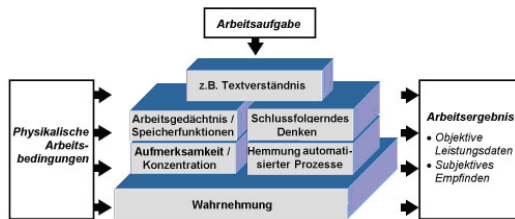


Abbildung 1: Informationsverarbeitungsansatz

Je weniger die Basisfunktionen und ihr Zusammenspiel durch andere Prozesse gestört werden, desto effizienter können sich die Menschen ihrer Denkarbeit widmen. Plausibler Ausgangspunkt in unserem Projekt war nun, dass unterschiedliche physikalische Umweltbedingungen Einfluss auf diese Basisfunktionen haben und damit die Leistungsfähigkeit bei der Denkarbeit beeinträchtigen können. Um dies nachweisen zu können, wurden Tests weiterentwickelt und eingesetzt, die die kognitiven Basisfunktionen messen. Diese sind:

- **Serial recall task** misst die Kapazität des Wort-Erinnerungsvermögens.
- **Grammatical reasoning** misst die Effizienz logische Schlüsse zu ziehen.
- **Concentration performance** bestimmt die Nachhaltigkeit der Konzentrationsfähigkeit.

Die Verfahren sind in der experimentellen Leistungspsychologie anerkannt, mussten aber angepasst werden. Die Anpassung geschah vor allem in Hinblick auf das Schwierigkeitsniveau.

Psychologisch - Befinden

Neben den Leistungstests wurden Befragungen zum Befinden durchgeführt. Ziel war es herauszufinden, ob man mit den einfacheren Fragebögen vergleichbare Ergebnisse erhält, wie mit den aufwändigen Leistungstests. Eingesetzt wurden:

- **NASA-TLX**, der die subjektiv empfundene Belastung misst.
- **EZ-Skala**, die das subjektiv empfundene Befinden bewertet.

Diese Tests sind validiert und anerkannt. Verfahren zur computerbasierten Durchführung und Auswertung der EZ-Skala wurden im Projekt geschaffen.

Versuchsablauf

In 3 Versuchsreihen wurden Probanden unterschiedlichen Raumsituationen ausgesetzt und mussten die Leistungstests durchlaufen und die Fragebögen ausfüllen.

- **Vorversuch:** statisches Licht vs. hochdynamisches Licht
- **Hauptversuch 1:** gutes/schlechtes Licht vs. gute/schlechte Akustik
- **Hauptversuch 2:** gutes/schlechtes Klima vs. gute/schlechte Akustik

Hier werden nur die Ergebnisse des Hauptversuchs 1 erläutert.

3 Hauptversuch Akustik vs. Licht

Eine variable bzw. eine konstante Beleuchtungssituation (schlechtes/gutes Licht) wurde entweder mit Hintergrundschall von hoher oder geringer Sprachverständlichkeit (schlechte/gute Akustik) kombiniert und in ihrer Wirkung auf die Bearbeitung von Leistungstests untersucht. Ergänzend wurden Fragebögen eingesetzt. Unter anderem wurde erwartet, dass die Kombination aus variabler Beleuchtungssituation und Hintergrundschall mit hoher Sprachverständlichkeit (Licht und Akustik schlecht) im Vergleich zur Kombination aus konstanter Beleuchtungssituation und Hintergrundschall mit geringer Sprachverständlichkeit (Licht und Akustik gut) zu höheren Fehlerraten bei der Bearbeitung der verschiedenen Leistungstests führt und sich auch negativ auf das subjektive Empfinden sowie die empfundene Arbeitsbelastung der Probanden auswirkt.

Versuchsdurchführung

Die Untersuchung folgt einem zweifaktoriellen Design mit Messwiederholung. Die Stichprobe besteht aus 32 Probanden (17 Frauen; 15 Männer) im Alter zwischen 19 und 31 Jahren (Md = 23,5 Jahre). Nach einer schriftlichen Instruktion und einer Übungsphase bearbeiten die Probanden die Aufgabenstellungen unter den vier Untersuchungsbedingungen.

Per Beamer wird eine im Blickfeld der Probanden befindliche Projektionsfläche entweder konstant beleuchtet oder es wird ein Wanderbalken auf die Projektionsfläche projiziert, welcher sich mit einer Frequenz von 1-4 Hz zufällig bewegt. Mit Hilfe der Lüftersteuerung des Laptops wird ein Grundgeräuschpegel von 35 dB(A) realisiert. Die Hintergrundschalle werden frontal per Lautsprecher

Kennung	Beschreibung	Farbcode
sLSA	Wanderbalken (schlechtes Licht) / gute Sprachverständlichkeit (schlechte Akustik)	
gLsA	konstante Beleuchtung (gutes Licht) / gute Sprachverständlichkeit (schlechte Akustik)	
sLgA	Wanderbalken (schlechtes Licht) / schlechte Sprachverständlichkeit (gute Akustik)	
gLgA	konstante Beleuchtung (gutes Licht) / schlechte Sprachverständlichkeit (gute Akustik)	

Abbildung 2: Kennzeichnung der Untersuchungsbedingungen.

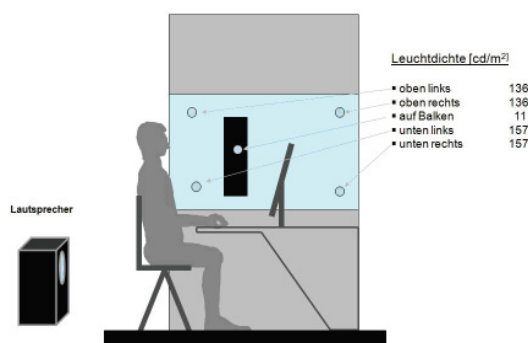


Abbildung 3: Aufbau Hauptversuch 1 "Licht v.s. Akustik".

dargeboten, so dass ein Mittelungspegel von 40 dB(A) resultiert. Abbildung 3 veranschaulicht den Versuchsaufbau.

Nach jedem Untersuchungsdurchgang folgt eine Pause von 10 Minuten. Nach der Bearbeitung der Übung sowie der ersten drei Untersuchungsdurchgänge erfolgt eine 45-minütige Mittagspause. Jeweils zu Beginn und am Ende eines Untersuchungsdurchgangs wird der Eigenzustand der Probanden mit Hilfe der EZ-Skala erhoben. Am Ende eines Untersuchungsdurchgangs erfolgt die Dokumentation der empfundenen Arbeitsbelastung mit Hilfe des NASA-TLX sowie der empfundenen Lästigkeit, Konzentrationsfähigkeit, Störung und der Lesbarkeit der Zeichen auf dem Bildschirm. Die Abfolge der verschiedenen Umgebungsbedingungen ist ebenso wie die der verschiedenen Aufgabenstellungen über die Versuchspersonen ausbalanciert. Pro Aufgabenstellung werden stets 20 Wiederholungen bzw. im Textverständnistest 4 Texte bearbeitet. Die Dauer des Experiments beträgt insgesamt ca. 7 Stunden. Jeweils zwei Probanden arbeiten zeitgleich an getrennten aber identischen Einzelarbeitsplätzen.

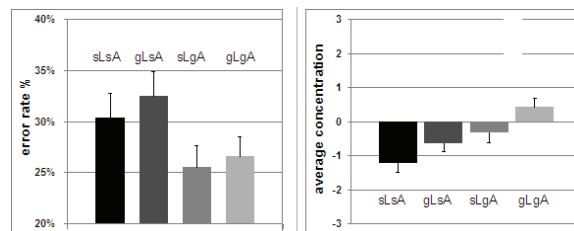


Abbildung 4: Links: Fehlerraten und Standardfehler der Serial-Recall-Aufgabe in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen. Rechts: Mittlere Urteile und Standardfehler bzgl. der berichteten Konzentrationsfähigkeit.

Ergebnisse

Aus der Vielzahl der Ergebnisse werden einige besonders prominente beispielhaft vorgestellt. Alle Ergebnisse sind im Abschlussbericht zu finden [2].

Kapazität des Arbeitsgedächtnisses

Die varianzanalytische Auswertung der prozentualen Fehlerraten in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen ergibt bei der Serial-Recall-Aufgabe einen hochsignifikanten Haupteffekt des Faktors Hintergrundschall ($F(1,31)=14,15$; $p < 0,01$). Unter Hintergrundschall mit guter Sprachverständlichkeit werden mehr Fehler gemacht als unter Hintergrundschall mit schlechter Sprachverständlichkeit. Der Haupteffekt des Faktors Beleuchtung ($F(1,31)=1,43$; $p=0,24$) ist ebenso wie die Interaktion ($F(1,31) < 1$) beider Faktoren nicht statistisch bedeutsam. (Abbildung 4 links)

Das bedeutet, die schlechte Akustik führt zu einer starken Einschränkung der Leistungsfähigkeit; Auswirkungen der lichttechnischen Bedingungen sind nicht nachweisbar. Dies wird durch die anderen Leistungstests im Trend bestätigt.

Subjektive Konzentrationsfähigkeit

Die varianzanalytische Auswertung bzgl. der berichteten Konzentrationsfähigkeit der Probanden bei der Aufgabenbearbeitung ergibt hochsignifikante Haupteffekte der Faktoren Schall ($F(1,31)=17,41$; $p < 0,01$) und Licht ($F(1,31)=9,77$; $p < 0,01$) (Abbildung 4). Die Interaktion beider Faktoren ist nicht statistisch bedeutsam ($F(1,31) < 1$). Demnach wird die Konzentrationsfähigkeit unter Hintergrundschall mit hoher Sprachverständlichkeit (schlechte Akustik) sowie unter der variablen Beleuchtung (schlechtes Licht) als schlechter empfunden.

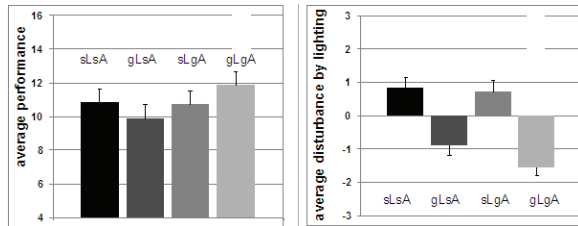


Abbildung 5: Links: Mittlere Urteile und Standardfehler bzgl. des wahrgenommenen Erfolgs. Rechts: Mittlere Urteile und Standardfehler bzgl. der berichteten Störung durch die Beleuchtung.

Wahrgenommener Erfolg

Hinsichtlich des wahrgenommenen Erfolgs der Probanden bei der Aufgabenbearbeitung ist weder der Haupteffekt des Faktors Hintergrundschall ($F(1,31)=2,35$ $p=0,14$) noch der Haupteffekt des Faktors Beleuchtung ($F(1,31)=1$) signifikant. Allerdings fällt die Interaktion beider Faktoren hochsignifikant ($F(1,31)=9,04$ $p < 0,01$) aus (Abbildung 5 links). Das bedeutet, dass nur die Kombination aus konstanter Beleuchtung und Hintergrundschall mit geringer Sprachverständlichkeit (gutes Licht / gute Akustik) einen positiven Effekt hinsichtlich des wahrgenommenen Erfolgs bei der Ausführung der Aufgabenstellungen bedingt bzw., dass der wahrgenommene Erfolg bei der Ausführung der Aufgabenstellung unter Hintergrundschall mit geringer Sprachverständlichkeit nur dann höher ausfällt, wenn dieser mit konstanter Beleuchtung kombiniert ist (gutes Licht / schlechte Akustik).

Beurteilung der Beleuchtung

Hinsichtlich der berichteten Störung durch die Beleuchtung bei Bearbeitung der Aufgabenstellungen ergibt die varianzanalytische Auswertung einen signifikanten Haupteffekt des Faktors Licht ($F(1,31)=36,90$; $p < 0,01$) (Abbildung 5). Die Interaktion beider Faktoren fällt tendenziell signifikant aus ($F(1,31)=3,13$; $p < 0,10$). Die Interaktion besagt, dass das Urteil zur berichteten Störung durch die Beleuchtung auch durch den Hintergrundschall beeinflusst wird. Die berichtete Störung durch die Beleuchtung fällt bei schlechter Sprachverständlichkeit (gute Akustik) höher aus, sie wird dann deutlicher wahrgenommen. Der Haupteffekt des Faktors Schall ist nicht statistisch bedeutsam.

4 Zusammenfassung

Die kognitionspsychologischen Untersuchungen belegen die Eignung des Untersuchungsansatzes. Hohe Sprachverständlichkeit führt selbst bei niedrigen Schallpegeln (40 db(A)) zu Beeinträchtigungen der Leistungsfähigkeit. Die eingestellte Leuchtdichteschwankung führt zwar zur subjektiven Belästigung, aber eine Leistungsreduktion war nicht nachweisbar. Es ist festzuhalten, dass allein aus Befragungen nicht auf die Leistungsfähigkeit geschlossen werden kann. Beide Verfahren sollten ergänzend eingesetzt werden. Wechselwirkungen von Licht und Schall konnten nachgewiesen werden.

5 Ausblick

Ein neues Projekt ist beantragt. Der Kreis der Interessenten soll erweitert werden.

6 Acknowledgements

Der Autor dankt dem gesamten Team für die hervorragende Zusammenarbeit während des Projektes. Ein Dank auch Herrn Matthias Wambsganß, Frau Cornelia Moosmann und Herrn Jan Wienold aus Karlsruhe für inhaltsreiche Diskussionen. Besonders hilfreich war die Unterstützung von Herrn Herrmann Richter der HWTG Konstanz bei den konstruktiven Arbeiten und Herrn Martin Merkle bei Fragen zu der Leuchtdichtemesstechnik. Das Projekt wurde gefördert im Rahmen der Büroeffizienz des BMBF.

Literatur

- [1] Jödicke, Baumgartner, Drotleff, and Hellbrück. Büro Effizienz mittels bauphysikalischer Serienelemente. *13.tes Symposium Innovative Lichttechnik in Gebäuden, Staffelstein 01/2007*, 2007.
- [2] Jödicke, Baumgartner, and Liebl et al. Abschlussbericht Projekt Büroeffizienz. *im Druck, zu beziehen über die Autoren*, 2008.
- [3] W. Karwowski. The discipline of ergonomics and human factors. In G. Salvendy (Ed.) *Handbook of human factors and ergonomics*, Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 3(2), 2006.
- [4] Andreas Liebl et al. Efficient office. *Internoise 2008, Shanghai, China*, 2008.

Zwischenbericht: Schlupffreie optische Geschwindigkeitsmessung nach dem Korrelationsverfahren

Klaus-Dieter Durst^{1,2*}, Andreas Resch³ und Dietmar Merk²

¹HTWG Konstanz, Institut für Optische Systeme, Brauneckerstraße 55, 78462 Konstanz, Deutschland

²HTWG Konstanz, Institut für Naturwissenschaften und Mathematik, Brauneckerstraße 55, 78462 Konstanz, Deutschland

³HTWG Konstanz, Brauneckerstraße 55, 78462 Konstanz, Deutschland

Im Rahmen einer Projektarbeit [3] im Studiengang „Automotive Systems Engineering“ an der Hochschule Konstanz wurden grundlegende Experimente zur schlupffreien, berührungslos optischen Geschwindigkeitsmessung nach dem Korrelationsverfahren durchgeführt und die Machbarkeit eines low-cost-Messsystems geprüft. Hierzu wurde ein Labor-Prototyp aufgebaut und erste Testmessungen an einer drehenden Scheibe mit unterschiedlichen Oberflächen und Mustern durchgeführt. Über das Korrelationsverfahren und über erste Zwischenergebnisse wird hier berichtet.

1 Einführung

Die Korrelationsanalyse ist neben der Anwendung statistischer Verfahren und der Spektralanalyse eine der wichtigsten Methoden zur Untersuchung von Messsignalen [2, 4]. Als primäre Messgröße wird in der Korrelations-Messtechnik die Laufzeit von Signalen bestimmt. Dabei kann es sich um die Zeitverschiebung der Signale zweier optischer Sensoren handeln, die sich an verschiedenen Orten befinden. Aus der Zeitdifferenz kann damit über den bekannten Sensorabstand auf die interessierende Geschwindigkeit geschlossen werden.

Dies zeigt die Abbildung 1. Im Abstand d sind zwei gleichartige optische Sensoren angeordnet, die zufällige Schwankungen der physikalischen Eigenschaft „Reflektivität der Straßenoberfläche“ in stochastische Spannungssignale umsetzen. Ist die Lebensdauer der gemessenen Fluktuationen so groß, dass sie auf dem Weg von Sensor 1 zu Sensor 2 erhalten bleiben, sind die beiden elektrischen Signale ähnlich, im Idealfall sogar identisch und unterscheiden sich nur durch eine Zeitverzögerung τ_m , die durch Sensorabstand d und Geschwindigkeit v gegeben ist (Abb. 2). Es gilt also $x(t) = y(t - \tau_m)$.

Die Zeitverschiebung τ_m zwischen dem Signal x und dem Signal y kann mit Hilfe der Kreuzkorrelationsfunktion ϕ_{xy} berechnet werden, die ma-

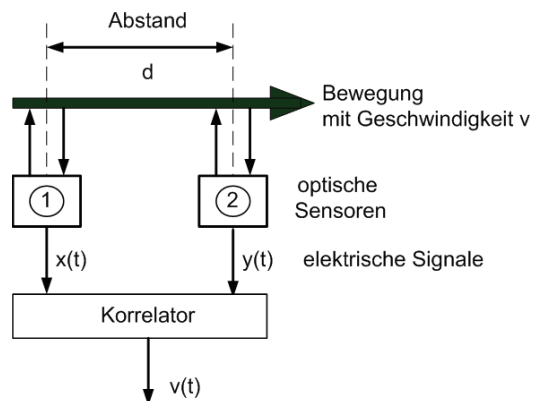


Abbildung 1: Prinzipaufbau [1]

thematisch als Erwartungswert (Mittelwert) des Produktes der zwei Zeitsignale x und y definiert ist (Gleichung 1).

Zur Berechnung der Kreuzkorrelationsfunktion sind drei Operationen notwendig:

- Verzögern des Signals x um eine Zeit τ ,
- Multiplikation mit dem anderen Signal,
- Mittelung des Produktes.

Diese Operationen sind für alle interessierenden Verzögerungszeiten τ zu wiederholen.

*Current address: HTWG Konstanz, 78462 Konstanz, Deutschland; e-mail: durst@htwg-konstanz.de

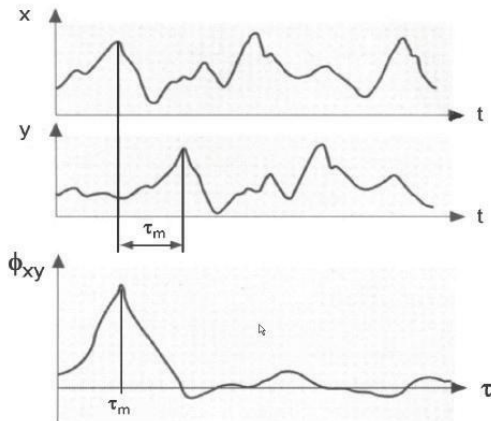


Abbildung 2: Sensorsignale (x, y) und deren Kreuzkorrelationsfunktion (ϕ_{xy})

Kreuzkorrelationsfunktion:

$$\Phi_{xy} = \frac{1}{T} \cdot \int_0^T x(t - \tau) \cdot y(t) dt = \overline{x(t - \tau) \cdot y(t)} \quad (1)$$

Bei der Berechnung der Kreuzkorrelationsfunktion ist zu erwarten, dass größte Ähnlichkeit dann vorliegt, wenn das erste Signal x um eine Zeit verzögert wird, die gerade der Laufzeit τ_m ist. Um diese zu ermitteln, muss mit dem Korrelator also für verschiedene Werte von τ die Kreuzkorrelationsfunktion berechnet und dann der Wert gesucht werden, der die maximale Korrelation ergibt.

Mit der so ermittelten Laufzeit τ_m und dem fest vorgegebenen Sensorabstand d lässt sich direkt die Geschwindigkeit v berechnen:

$$v = d/\tau_m \quad (2)$$

Werden völlig gleiche Signale, die sich nur durch eine Totzeit unterscheiden, korreliert, liefert der sog. Korrelationskoeffizient, d. h. die auf Signalleistung normierte Kreuzkorrelationsfunktion, an der Stelle des Maximums den Wert Eins. Verändert sich das von den Sensoren gemessene stochastische Muster auf dem Weg von Sensor 1 zu Sensor 2, wird die gemessene Ähnlichkeit kleiner, der Korrelationskoeffizient also kleiner als Eins. Dies wirkt sich auf die Lage des Maximums aber nicht aus, solange überhaupt noch eine Ähnlichkeit feststellbar ist.

Da für die Mittelung nach der Gleichung 1 bei praktischen Messungen nur eine endliche Mittelungszeit T möglich ist, entstehen statistische Fehler. Diese müssen durch möglichst große Messzeit, Bandbreite und Signal-Rausch-Verhältnis minimiert werden.



Abbildung 3: Optisches Messsystem zur Geschwindigkeitsmessung an der Vorderfront des Fahrzeugs [1].

Der Vorteil der Korrelationsmesstechnik in der Praxis ist, dass die Anforderungen an die verwendeten Sensoren gering sind. Die Sensoren müssen gleichartig, aber nicht identisch sein. Sie können nichtlinear sein und sie dürfen Drifterscheinungen aufweisen. Ebenso ist das Verstärkerrauschen für beide Sensoren unkritisch, da dieses unkorreliert ist und sich zwar auf die Höhe des Korrelationsmaximums, nicht aber auf deren Lage, auswirkt.

Die Auswertung der Sensorsignale und die Bestimmung der Geschwindigkeit gemäß den Gleichungen 1 und 2 lässt sich mit kostengünstigen DSPs realisieren.

Somit scheint das optische Korrelationsmessprinzip zur korrekten Geschwindigkeitsmessung über Grund auch bei schlupfbehafteten oder blockierten Rädern als kostengünstige Lösung bei Kraftfahrzeugen in Frage zu kommen.

Aktuell auf dem Markt befindliche Systeme [3] zur optischen Geschwindigkeitsmessung werden in der Kfz-Industrie ausschließlich in Versuchsfahrzeugen eingesetzt und liegen deutlich über 7.000 Euro. Ein Beispiel ist in der Abbildung 3 gezeigt.

Weitere Einsatzgebiete von kostengünstigen, berührungslos optischen Geschwindigkeitsmesssystemen sind zum Beispiel die schlupffreie Messung der Längsdynamik von Schienenfahrzeugen und die Geschwindigkeit von Bandgütern, wie Textilien, Papier, Seile, Fäden, Schläuchen und vieles mehr.

2 Versuchsaufbau

Der prinzipielle Versuchsaufbau für die translatorische Geschwindigkeitsmessung ist in der Abbildung 4 gezeigt. Die Geschwindigkeitsmessung erfolgt über die Ermittlung des Laufzeitunterschiedes zwischen den beiden Signalen der Fotodioden. Die empfangene Lichtleistung der Fotodioden

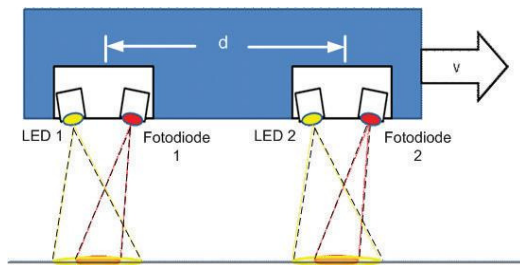


Abbildung 4: Prinzipaufbau



Abbildung 5: Versuchsaufbau zur optischen Drehzahlmessung mit dem Korrelationsverfahren.

ist jedoch sehr klein (Größenordnung von nW). Fertigungstoleranzen der Fotodioden, unterschiedlicher Lichteinfall und Positionierungsfehler, Rauschen, usw. führen dazu, dass niemals zwei exakt gleiche Signalverläufe gemessen werden können.

Deshalb wird zur Laufzeitberechnung die Kreuzkorrelationsfunktion verwendet. Um ein System zur Messung der translatorischen Geschwindigkeit aufzubauen, müssten größere Strecken mit dem zu entwickelnden Messsystem abgefahren werden können. Da vorerst kein Messwagen und auch keine Messstrecken mit änderbaren Oberflächeneigenschaften vorhanden sind, wurde zur Vereinfachung ein Versuch zur Bestimmung der rotatorischen Geschwindigkeit aufgebaut (Abb. 5). Damit liegen für diese Arbeit einfachere experimentelle Randbedingungen vor.

Das Grundgerüst des Versuchsaufbaus besteht aus einer Linearführung und ITEM-Profilen. Der Abstand der LEDs und Fotodioden zur drehenden Scheibe, die Höhenposition, sowie der Einfallswinkel der LED und der Aufnahmewinkel der Fotodioden kann so leicht verstellt werden. Zudem stehen mehrere Netzgeräte für die Spannungsversorgung des Motors, der LEDs und den Verstärkerschaltungen der Fotodioden zur Verfügung. Mit Hilfe eines Plotters können die Messergebnisse des FFT Real

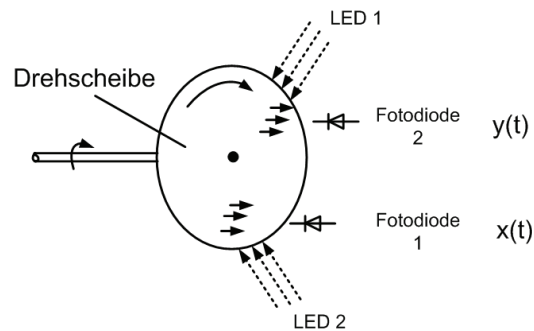


Abbildung 6: Prinzipanordnung der Drehscheibe.

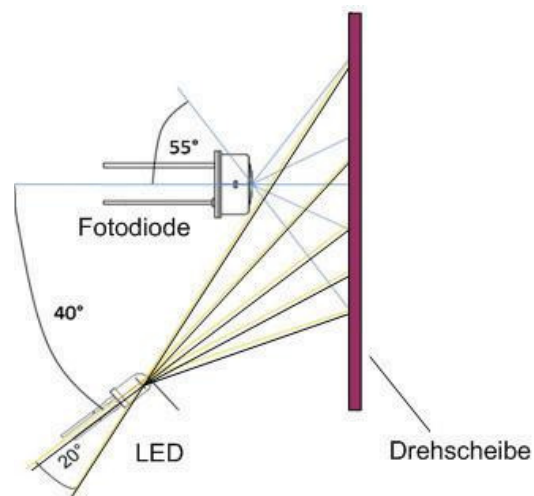


Abbildung 7: Anordnung LED und Fotodiode.

Time Analysators mit integriertem Kreuzkorrelator dokumentiert werden und mit einem Stroboskop werden die Versuchsergebnisse validiert.

Die Abbildung 6 zeigt, dass in dem Versuchsaufbau zwei um 180° versetzte Fotodioden eingesetzt werden, die zwei korrelierte Signale mit einem Zeitversatz von einer halben Umdrehungsdauer liefern.

Um die Empfindlichkeit des Versuchsaufbaus auszutesten, wurden als low cost-Lichtquellen zwei weiße LEDs mit einem Strahlwinkel von $\pm 20^\circ$ und einer maximalen Beleuchtungsstärke von ca. 7.000 lx gewählt.

Die Abbildung 7 zeigt die sich nach den ersten Tests ausgewählte Anordnung der LED und Fotodiode und die zugehörigen Strahlwinkel.

Die Fotoempfindlichkeit der gewählten Fotodioden mit einem Strahlwinkel von $\pm 55^\circ$ beträgt ca. 10 nA/lx, weshalb eine Verstärkung der Fotodiodensignale erforderlich ist. Als Verstärkungsschaltung hierfür wurde ein Transimpedanz-Verstärker (Abb. 8) gewählt,

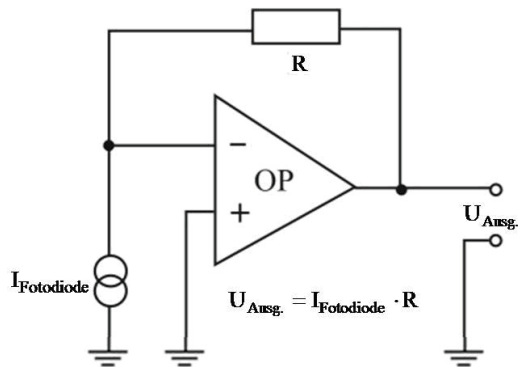


Abbildung 8: Verstärkungsschaltung für Fotodioden.

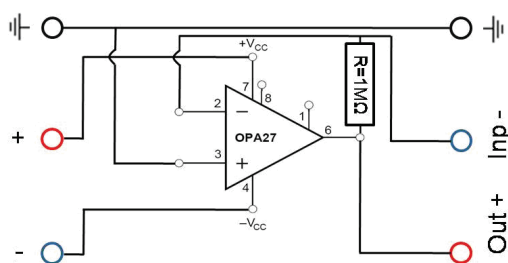


Abbildung 9: Aufgebaute Verstärkungsschaltung.

der als Strom-Spannungs-Wandler arbeitet und mit der in Sperrichtung betriebenen Fotodiode am Eingang eine stromgesteuerte Spannungsquelle darstellt.

Die Ausgangsspannung U_{Ausg} kann gemäß Gleichung 3 berechnet werden

$$R = -\frac{U_{Ausg}}{I_{Fotodiode}} \quad (3)$$

Die bei voller Beleuchtung der Fotodioden durch die gewählten LEDs resultierenden Fotostrome im μA -Bereich sollen in Ausgangsspannungen im Volt-Bereich verstärkt werden, weshalb für den Verstärkungswiderstand $1 M\Omega$ gewählt wurde (Abb. 9).

Die jetzt im Volt-Bereich liegenden beiden Fotodiodensignale werden anschließend von dem zweikanaligen Realtime-Kreuzkorrelator (Abb. 10) mit einer maximalen Simultanabtastrate bis zu 20 MHz digitalisiert und mittels digitaler Signalverarbeitung die Kreuzkorrelationsfunktion der beiden Signale errechnet.

Durch den Abtastungsvorgang der beiden Signale mit dem Realtime-Kreuzkorrelator werden zeitdiskrete Signale erfasst. Das heißt, anstelle der kontinuierlichen Zeitsignale $x(t)$ und $y(t)$ werden

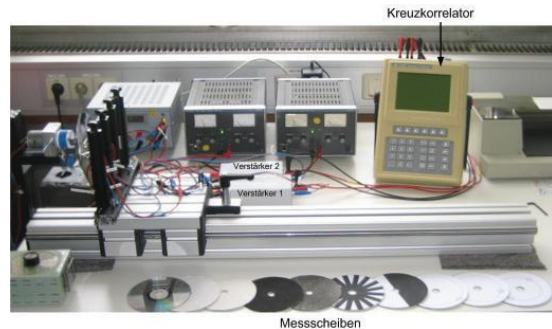


Abbildung 10: Versuchsaufbau

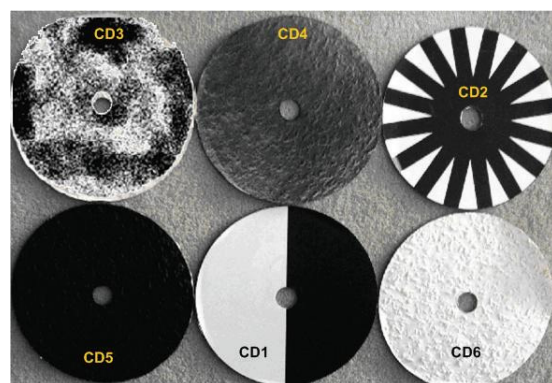


Abbildung 11: Untersuchte Oberflächen/Muster.

die diskreten Zeitwerte $x(i)$ und $y(i)$ zu den entsprechenden Zeitpunkten $(t_0 + \Delta t, t_0 + i \cdot \Delta t, t_0 + N \cdot \Delta t)$ erfasst. Zur besseren Unterscheidung wird der Zeitversatz als τ_k bezeichnet, da es sich hier bei um einen diskreten Zeitversatz handelt.

Bei diskreten Signalen geht das Integral (Gleichung 1) zu einer Summe über (Gleichung 4).

Kreuzkorrelationsfunktion:

$$\Phi_{xy}(\tau_k) = \sum_{i=1}^N x(i - \tau_k) \cdot y(i) \quad (4)$$

3 Ergebnisse

Mit dem im Kap. 2 beschriebenen Versuchsaufbau wurden die in der Abbildung 11 gezeigten Oberflächen und Muster (CD1 ... CD6) untersucht.

Die Abbildung 12 zeigt zum Beispiel die im Versuchsstand eingebaute Oberfläche „CD3“ mit einem unregelmäßigen schwarz/weiß-Muster.

Zuerst wurde die Halbschwarz-Halbweiß-Scheibe (CD 1) bei einer Antriebsdrehzahl von 285 / min (4,75 Hz) untersucht. Die Signale der beiden um

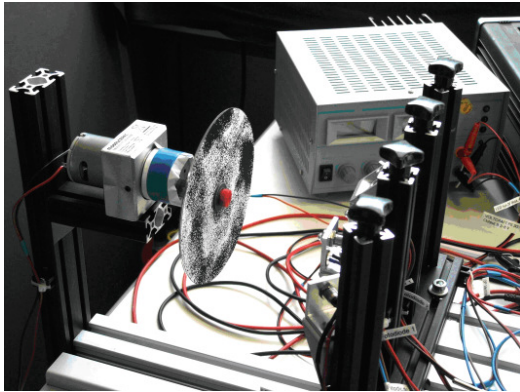


Abbildung 12: Oberfläche „CD3“ im Versuch.

180° versetzt angeordneten Fotodioden und deren Kreuzkorrelationsfunktion (KKF) sind in der Abbildung 13 gezeigt.

Die Phasenverschiebung von 180° der Signale 1 und 2 deckt sich mit der Positionierung der beiden Fotodioden. Die Kreuzkorrelationsfunktion (KKF) zeigt eine Periodendauer von 211 ms, was einer Drehfrequenz von 4,74 Hz entspricht und sehr gut mit der vorgegebenen Drehfrequenz von 4,75 Hz übereinstimmt. Der Zeitversatz τ zwischen den beiden Fotodioden lässt sich aus Abb. 13 eindeutig bestimmen und entspricht gerade der halben Umdrehungszeit.

Die Untersuchung der CD 3 mit einer unregelmäßigen schwarz/weiß-Oberfläche bei einer Antriebsdrehfrequenz von 4,75 Hz (Umdrehungszeit 210 ms) zeigt die Abbildung 14. Es ist ersichtlich, dass die CD 3 eine deutliche Periodizität aufweist, die sich in den Fotodiodensignalen 1 und 2 widerspiegelt.

Die aus der Kreuzkorrelationsfunktion in Abbildung 14 bestimmbare Periodendauer T und der Zeitversatz τ stimmen sehr gut mit der vorgegebenen Scheibendrehzahl und den Fotodiodenpositionen überein.

Die bisherigen Ergebnisse zeigen also, dass schwarz/weiß-Oberflächen zuverlässige und robuste Drehzahl-Ergebnisse liefern.

Die Ergebnisse der CD 4 mit einer schwarz/grauen Rauhfaser tapete sind in Abbildung 15 gezeigt. Die Oberfläche sieht sehr unregelmäßig aus, was auf eine stochastische Oberfläche schließen lässt.

Die Antriebsdrehfrequenz ist wiederum 4,75 Hz. Aus Abbildung 15 ist ersichtlich, dass auch die Oberfläche der CD 4 eine deutliche Periodizität aufweist, die sich in den Fotodiodensignalen 1 und 2 widerspiegelt. Die Ähnlichkeit zwischen den beiden

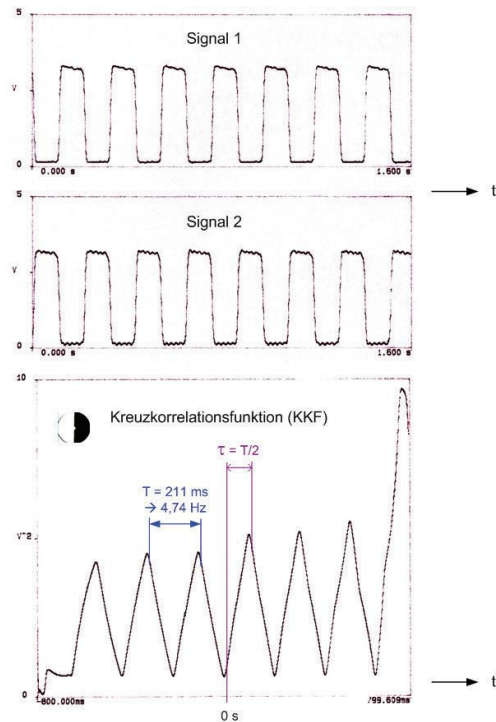


Abbildung 13: Signale der Fotodioden bei der Oberfläche „CD1“ und Kreuzkorrelationsfunktion (KKF).

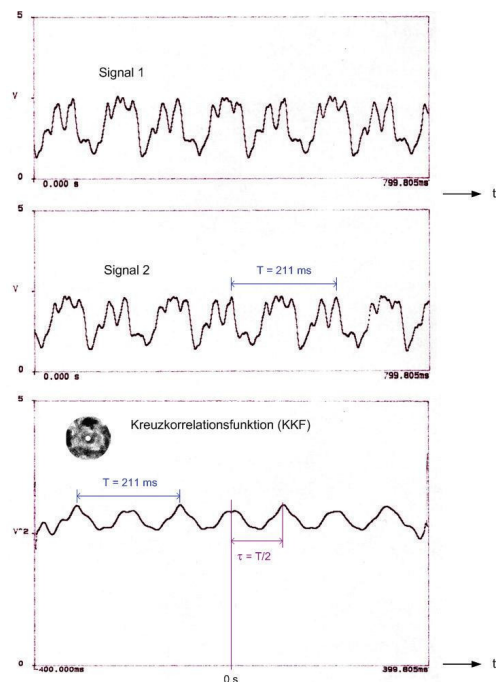


Abbildung 14: Signale der Fotodioden bei der Oberfläche „CD3“ und Kreuzkorrelationsfunktion (KKF).

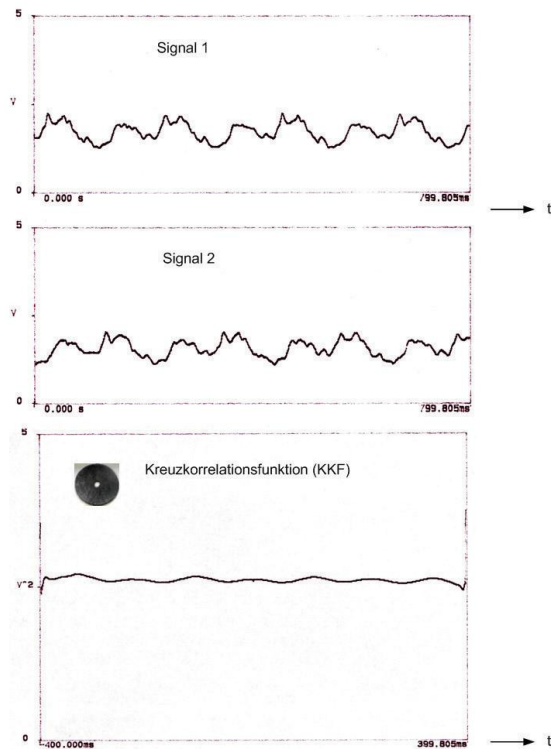


Abbildung 15: Signale der Fotodioden bei der Oberfläche „CD4“ und Kreuzkorrelationsfunktion (KKF).

Signalverläufen und die auf Grund der Fotodioden-anordnung zu erwartende Phasenverschiebung von 180° ist gut sichtbar.

Die Kreuzkorrelationsfunktion zeigt nur noch leicht ausgeprägte Maxima. Aus den Signalen der Fotodioden der Abbildung 15 sollte eigentlich eine ausgeprägtere Kreuzkorrelation zu erwarten sein. Leider unterstützt der verwendete Kreuzkorrelator keine Zoomfunktion, um die Maxima vergrößert darstellen zu können.

Für Messungen mit einer schwarzen Rauhfaser-Scheibe (CD 5) und einer weißen Rauhfaser-Scheibe (CD 6) ergaben die Auswertungen ähnliche Ergebnisse wie in Abbildung 15.

Zuverlässige und belastbare Messungen an straßenbelagsähnlichen Oberflächen sind also mit dem aktuellen Versuchsaufbau momentan nicht möglich.

4 Zusammenfassung und Ausblick

In einer ersten Projektarbeit wurden grundlegende Experimente zur schlupffreien, berührungslos optischen Geschwindigkeitsmessung nach dem Korrelationsverfahren durchgeführt und die Machbarkeit eines low-cost-Messsystems geprüft. Hierbei wurde ein Labor-Prototyp aus LEDs und Fotodioden

aufgebaut und erste Testmessungen an einer drehenden Scheibe mit unterschiedlichen Oberflächen und Mustern durchgeführt. Die bisherigen Ergebnisse zeigen, dass schwarz/weiß-Oberflächen auch bei kleinen Beleuchtungsstärken zuverlässige und robuste Drehzahl-Ergebnisse liefern. Messungen an straßenbelagsähnlichen Oberflächen sind mit dem aktuellen Versuchsaufbau momentan nicht möglich.

Im nächsten Schritt werden Verbesserungen des Versuchsaufbaus durch Verwendung von helleren Halogenlampen, sowie die Optimierung der Auswertbedingungen durch die Verwendung einer simultan messenden Messwerterfassungskarte in Kombination mit LabVIEW durchgeführt werden. Weiterhin wird die rotatorische Geschwindigkeitsmessung durch eine translatorische Geschwindigkeitsmessung ersetzt werden, wozu die Adaption des zu entwickelnden Messsystems auf den im Aufbau befindlichen Aufprallsimulator (Abbildungen 16) erforderlich wird.

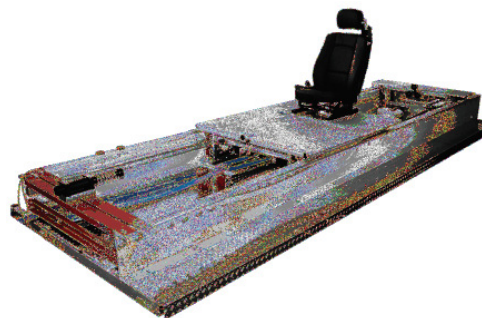


Abbildung 16: Verschiedene Ansichten des Aufprallsimulators im Labor für Messtechnik und Sensorik.

5 Danksagung

Die Autoren möchten sich an dieser Stelle bei Hermann Richter, Claus Braxmaier und Bernd Jödicke vom Institut für Naturwissenschaften und Mathematik für wertvolle Tipps und für die Unterstützung dieser Arbeit bedanken.

Literatur

- [1] Klaus-Dieter Durst. Kraftfahrzeug-Messtechnik und Vertiefung Sensorik. Vorlesungsskript.
- [2] Ulrich Karrenberg. *Signale, Prozesse, Systeme*. Springer-Verlag, 2004.
- [3] Andreas Resch. Projektarbeit des Studiengangs Automotive Systems Engineering. HTWG Konstanz, 2009.
- [4] Daniel Ch. von Grüningen. *Digitale Signalverarbeitung*. VDE-Verlag, 1993.